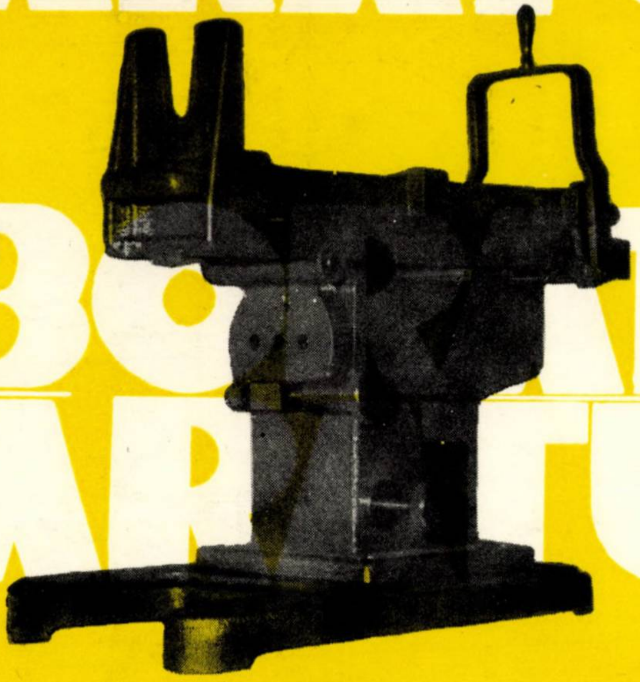
R E1088

1968 1

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII



APARATURA DE LABORATOR

încercarea și determinarea caracteristicilor la cimenturi și betoane

INCERC

Baza de ateliere pentru deservirea cercetărilor

FABRICĂ ŞI LIVREAZĂ PE BAZĂ DE COMENZI FERME:

● APARAT VICAT ● APARAT CU DOUĂ CIOCANE TIP BÖHME ● MALAXOR STEINBRÜCK-SCHMELTZER ● APARAT AER OCLUS ● APARATE GRAF 4×4×16 cm ŞI 10×10×55 cm ● MASA VIBRANTĂ DE LABORATOR ● DEFORMETRU ● APARAT SEMIAUTOMAT DE PERMEABILITATE ● TIPAR PENTRU DETERMINAREA TENDINȚEI DE SEGREGARE ● VAS TRONCONIC PENTRU DETERMINAREA CONSISTENȚEI ● TIPARE CUBURI 7,07 × 7,07; 10 × 10; 20 × 20; 30 × 30 cm ● TIPARE, PRISME 4×4×16; 10×10×55 cm ● RASTELE PENTRU CUBURI 10×10 ŞI 20×20 cm ŞI PENTRU PRISME 10×10×55 cm ● TRUSE DE LABORATOR, LADĂ TIP A, B, C, D, COMPLETE.

BAC

PENTRU INFORMAȚII, VĂ RUGĂM A VĂ ADRESA LA
BAZA DE ATELIERE PENTRU DESERVIREA CERCETĂRILOR
BUCUREŞTI, ŞOSEAUA PANTELIMON Nr. 266
TELEFON 35.21.00, INTERIOR 136 SAU 35.40.50, INTERIOR 908

E 1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

1
1968

VOLUMUL 22, Nr. 1

IANUARIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

C. POPESCU, N. GHEORGHIU
Uzina de sîrmă şi produse de sîrmă Buzău. Construcţia halelor pentru secţia trăgătorie de oţel moale şi zincare 1

D. DUMITRESCU, A. POPĂESCU, FLORICA DAMIAN, L. LÖBEL
Copertina metalică precomprimată la aripa deschisă a muzeului tehnic „Prof. ing. D. Leonida" din Parcul Libertăţii—Bucureşti 8

ERWIN POHL
Metode de încercare nedistructivă în practica construcţiilor din R.D.G. 12

AL. DAVIDESCU, E. DIMITRIU-VÎLCEA
Elemente de izolare a conductelor de termoficare îngropate direct în pămînt cu beton celular autoclavizat (spumos) şi cu vată minerală 20

GH. CRIŞAN, A. BUDA, C. NEAMŢU
Rezultate privind valorificarea industrială a prafului colectat de electrofiltrele cuptoarelor rotative pentru fabricarea clincherului la fabrica de ciment Turda 29

STUDII ŞI CERCETĂRI

I. BRÂNZAN, I. MARCU, F. ALEXANDRESCU
Despre unele aspecte ale comportării în exploatare a unor clădiri de locuit şi industriale, executate cu panouri mari 32

F. ALEXANDRESCU
Cercetări experimentale privind comportarea unor sisteme de îmbinare la solicitări statice 34

M. AVRAM, GR. CHIRCOREANU
Îmbunătăţirea fundamentării duratelor normate de execuţie a clădirilor de locuit cu aplicarea metodelor statistico-matematice 39

S. LAZĂR
Descrierea proceselor tehnologice cu ajutorul grafurilor (II) 43

R. DINESCU, M. V. CERCHEZ
Utilizarea leucometrului pentru aprecierea diferenţelor de culoare ale ceramicii glazurate 47

CRONICĂ

RECENZII

DOCUMENTARE

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria: Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, raion 30 Decembrie, telefon: redacţia 13.98.80; administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia Publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii" şi „Arhitectura"

Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967.

SUMMARY

C. POPESCU, N. GHEORGHIU : The Wire and Wire Product Works in Buzău. Building of mild steel drawing and zinc plating section, of machine and plantrooms

The building described includes the four sections : mild steel drawing, zinc plating, welding electrodes and nails.

In a first step, the first two sections were built as one single-block structure.

For the transport of materials at ground floor level, electric trucks are used, while for machine feeding and servicing the rooms were provided with 24 overhead crane beams.

Lighting is by natural means during day-time and fluorescent lamps at night.

The rooms are heated through radiant panels supported on the structure frame and supplied with hot water.

To obtain a thermal insulated envelope, use was made of plates in polystyrene foam.

The resistance structure is a metallic one.

The authors describe the design solution and also how the construction was erected.

D. DUMITRESCU, A. POPĂSCU, FLORICA DAMIAN, L. LÖBEL : Prestressed metallic roof at the open wing of the Technical Museum „Prof. Dr. D. Leonida" in The Liberty Park at Bucarest

To shed the heavy items exhibited at the Technical Museum from the Liberty Park in Bucharest, IPROMIN has design a roofing in ondulux-translucid which covers an area of about 1 000 m^2 and is supported on metallic walls set at 1.60 m apart.

The authors describe the solution adopted by the design with a particular attention paid to some spatial bearing members in prestressed welded tubes with a triangular section.

E. POHL : Methods of nondestructive testing in building practice in German Democratic Republic

The author presents a selection of applications of nondestructive methods used for concrete testing in the current practice in G.D.R. The work was carried out by a team of researchers working with the Building Institute from Leipzig, who went through a great amount of investigation work in the field of nondestructive testing prior to establish the actual applications.

AL. DAVIDESCU, E. DIMITRIU VÎLCEA : Insulating elements for district heating pipes directly burried into the earth, the insulation being with steamed (foamed) cellular concrete and mineral wool

The authors present the results of experimental work carried out in connection with district heating pipe insulation through foamed, steamed cellular concrete (cast as a monolithic block and chill cast) and with mineral wool, buried into the earth. The results have shown that the monolithic steamed cellular concrete may be achieved in a central plant through prefabricated, insulated pipes which may be transported by means available in Romania.

In conclusion, the economic benefits of the method suggested by the authors are shown.

GH. CRIȘAN, A. BUDA, C. NEAMȚU : Results obtained with the industrial use of rotary kiln electrofiiter collected dust for clinker production at the Cement Factory in Turda

The authors present the results obtained with the trapping and use of clinker dust eliminated from kilns provided with electrofilters.

Several methods of applicability were tested such as : the use of dust as a binder for mortars and concretes ; its tranformation into paste for kiln feeding ; its introduction into the kiln in granular form or through the dry method.

I. BRÎNZAN, I. MARCU, F. ALEXANDRESCU : Some aspects related to the behaviour in service of home and industrial buildings made out of large panels,

Investigations were conducted with the main object of finding, through direct measurements carried out on finished buildings, the variation of front joint openings and structure overall distorsions as a function of outdor temperature changes.

F. ALEXANDRESCU : Experimental investigations into the behaviour to static loads of some joining systems.

The author presents the results of the experimental work carried out on two classes of joints and namely : the elementary and the complex joints, by the Standardized Construction Design Institute.

The maim object of the investigations carried out was to furnish the Institute with the necessary data for designing new types of joints for home buildings made in large panels – particularly in the case of horizontal joints of vertical diaphragms – and also for improving the existing ones.

M. AVRAM, GR. CHIRCOREANU : Mathematical methods of statitics used for improving the basis of standard times set for dwelling erections.

The authors show that there is a definite need to improve the section related to the home buildings in the Standard Time Tables.

Studies carried out were aimed, among others, at finding a mathematical basis for setting improved standard work-times ; to this end, the correlation method was applied to establish the work duration vs. work size ratio.

SIMION LAZĂR : Technologic processes description by means of graphs.

Basic principles prevailing when drawing up graphs to represent technologic processes of activities through the knot method are described.
Characteristical features of this way of representation, advantages and differencies as compared to the arc representation are shown; then the concepts of the decisional graph and generalized networks are introduced.
Various versions for the sequences and overlappings of activities are analysed and the most adequate are adpted.

R. DINESCU, M. V. CERCHEZ : Use of leucometer to estimate the differences in the colour of glazed ceramics

The aim of the present work was to identify the application field of the leucometer to the production control of coloured ceramic ware and also to determine results display and interpretation. The results analysed are for the colour measurements made on three groups of glazed ceramic plates: the first group included plates in different colours while the other two included plates coloured in two shades of yellow, which could not be differenciated by the naked eye. Experimental data have shown that the leucometer is capable of sensing colour differences equivalent or even smaller than the visual ones and that by delimitating ranges of chromatic uniformity with reference to a standard, the instrument may be [illegible]sed in production activity for the control of colour differences and [illegible]rmity by reference to a standard sample.

SOMMAIRE

C. POPESCU, N. GHEORGHIU : L'usine pour fils métalliques et produits en fils métalliques de Buzău. Construction des halls pour la section tréfilage acier doux et zingage

La construction décrite comprend les quatre sections suivantes : tréfilage acier doux, zingage, électrodes pour soudage et clous.
Dans une première étape on a construit les deux premières sections rassemblées dans une construction monobloc.
Pour le transport des matériaux au niveau du sol on emploie des électrocars, tandis que pour desservir les machines on dispose de 24 poutres roulantes suspendues.
L'éclairage est naturel pendant le jour et à lampes fluorescentes pendant la nuit.
Le chauffage se fait par panneaux radiants suspendus à la charpente et alimentés à l'eau surchauffée.
Pour obtenir une enveloppe thermiquement isolée on a eu recours à des dalles en polystyrène écumé.
La charpente de résistance est métallique.
Les auteurs décrivent la solution adoptée par l'étude de conception ainsi que le mode dont la constrcution a été réalisée.

D. DUMITRESCU, A. POPĂESCU, FLORICA DAMIAN, L. LÖBEL : Toiture métallique précontrainte à l'aile ouverte du Musée Technique prof. ing. D. Leonida du Parc de la Liberté de Bucarest

Pour abriter les articles lourds exposés au musée Technique du Parc de la Liberté de Bucarest, L'Institut d'Etudes de Conception pour Constructions Minières a conçu une toiture qui recouvre une surface de 1 000 m² environ, en ondulux-translucide, posée sur des pans métalliques à 1,60 m d'intervalle entre les axes.
Les auteurs présentent la solution adoptée dans l'étude enterprise, en insistant particulièrement sur certains éléments portants spatiaux à section triangulaire, en tubes métalliques précontraints de construction soudée.

E. POHL : Méthodes d'essais non destructifs dans la pratique de la Rép. Dém. Allemande

L'auteur présente un choix d'applications des méthodes non destructives pour l'essai du béton, en faveur en R. D. Allemande. Les travaux étaient poursuivis par une équipe de chercheurs de l'Institut pour Constructions de Leipzig, qui ont effectué au préalable des travaux de recherche dans le domaine des méthodes d'essai non destructif.

AL. DAVIDESCU, E. DIMITRIU VILCEA : Eléments isolants pour conduites de chauffage districtuel , directement enterrées, à béton cellulaire étuvé (mousse) et ouate minérale

Les auteurs présentent les résultats des expériences faites sur l'isolation des conduites pour chauffage districtuel, en béton cellulaire étuvé (autoclavé) du type écumé (coulé en monolithe et en coquille), l'isolation étant réalisée à l'oute minérale et les conduites enterrées. Il a été ainsi constaté que la solution au béton cellulaire etuvé, monolithe, peut être réalisée de facon centralisée, par conduites isolées en préfabriqués, pouvant être transportées par des moyens indigènes.
Ils font ressortir les avantages économiques offerts par la méthode présentée.

GH. CRIŞAN, A. BUDA, C. NEAMȚU : Résultats ayant trait à la mise en valeur industrielle des poussières collectées sur les électro-filtres des fours rotatifs pour la fabrication du clinker à la fabrique de ciment de Turda

Les auteurs font part des résultats obtenus à la suite des essais entrepris pour capter et utiliser la poussière de clinker rejetée des fours équipés d'électro-filtres.
On a ainsi expérimenté l'emploi de la poussière comme liant pour mortiers et bétons, sa transformation en pâte pour l'alimentation des fours, son introduction dans de four sous forme de granules ou par la méthode sèche.

I. BRÎNZAN, I. MARCU, F. ALEXANDRESCU : Résultats interéssant certains aspects du compoertement en exploitation des immeubles d'habitation et industriels, ecétutés à partir de grands panneaux.

Les auteurs font l'exposé du résultat des recherches poursuivies avec comme but principal la détermination, par mesures directes sur les constructions en question, de la variation des joints de façade et de la déformation de l'ensemble de la construction, sous l'influence de la variation de la tepérature extérieure.

F. ALEXANDRESCU : Recherches expérimentales sur le comportement aux sollicitations statiques de certains systèmes de joints.

Comme l'Institut d'Études de Conceptions-Type devait établir le projet d'exécution pour un nouveau type de joint appliqué aux immeubles d'habitstion construits à partir de grands panneaux – notamment les joints des diaphragmes verticaux – et afin d'améliorer les joints que l'on pratique actuellement, on a prévu l'expérimentation de deux catégories de joints : élémentaires et complexes.

L'auteur expose le résultat des expériences entreprises à cet effet.

M. AVRAM, GR. CHIRCOREANU : Un meilleur établissement des normes de durée d'exécution des immeubles d'habitation grâce à l'application des méthodes de la statistique mathématique.

Les auteurs montrent la nécessité d'améliorer le normatif intéressant les durées d'exécution des immeubles d'habitation.

Les études poursuivies ont eu comme but, entr'autres, d'établir des normes de durée d'exécution meilleures en se servant à cet effet de procédés mathématiques, tels que la méthode de la corrélation appliquée pour établir la fonction de dépendence entre la durée de l'exécution et l'importance des travaux.

SIMION LAZĂR : Description des processus technologiques au moyen des graphs.

L'auteur présente les principes constitutifs des graphs (diagrammes) pour les processus technologiques, suivant la méthode où les activités sont représentées par noeuds.

Il expose les caractéristiques de ce mode de représentation, ses avantages et les différences par rapport à la représentation par arcs, en expliquant en final les notions de graph décisionnel et celle de réseaux généralisés.

Il analyse différentes variantes de succession et superposition des activités pour lesquelles il adopte les représentations correspondantes.

R. DINESCU, M. V. CERCHEZ : Utilization du leucomètre pour apprécier les différences de couleur des céramiques glaçurées

Le but des auteurs est de préciser le domaine d'application du leucomètre au contrôle de la production de pièces en céramique coloriées, ainsi que le mode de représenter et interpréter les résultats. Les résultats analysés sont ceux obtenus à la suite des mesures de couleur faites sur trois groupes de plaques en céramique glaçurée : le premier groupe comprend des plaques à couleurs différentes, tandis que les deux autres comprennent des plaques coloriées en deux teintes de jaune ne pouvant pas être distinguées à l'oeil nu dans le cadre du même groupe. Les données experimentales permettent d'établir que le leucomètre peut distingeur des différences de couleur équivalentes ou inférieures à celles pouvant être discernées à l'oeil nu ; par conséquent, en délimitant certaines zones d'uniformité chromatique par rapport à un étalon, l'instrument pourra être employé dans la production industrielle pour contrôler l'uniformité et les différences de couleur par rapport à l'échantillon type.

INHALT

C. POPESCU, N. GHEORGHIU : Die Fabrik für Draht und Drahterzeugnisse aus Buzău. Bau der Hallen der Weichstahlzieh- und Verzinkungsabteilungen

Das im Artikel beschriebene Gebäude umfasst folgende vier Abteilungen : Weichstahlziehen, Verzinkung, Schweisselektroden und Nägel.

In einer ersten Etappe wurden die ersten beiden Abteilungen gebaut, u.zw. kommassiert in einem einzigen Gebäude.

Zur Beförderung der Materialien an der Erdoberfläche werden Elektrokarren angewandt ; weitere 24 Hängebahnen warten die Maschinen.

Während des Tages ist die Halle natürlich beleuchtet ; während der Nacht benutzt man Fluoreszenzlampen.

Als Heizmittel dienen Strahlungstafeln die an die Tragkonstruktion befestigt sind und mit überhitztem Wasser gespeist werden.

Polystyrolschaumplatten wurden angewandt bei der Realisierung der wärmeisolierenden Schicht der Dachdeckung.

Stahl ist der Baustoff aus dem die Tragkonstruktion gebaut wurde.

Die Verfasser beschreiben den Entwurf und den Bau der Halle.

D. DUMITRESCU, A. POPĂESCU, FLORICA DEMIAN, L. LÖBEL : Vorgespanntes vorspringendes Stahldach für den offenen Flügel des Technischen Museums Ing. D. Leonida im Parcul Libertății aus Bukarest

Für die Uberdachung der schweren Exponate des Technischen Museums aus dem Parcul Libertății wurde im IPROMIN eine vorspringende Dachkonstruktion entworfen ; sie deckt eine Fläche von ungefähr 1 000 m^2 und besteht aus transluzenten Ondulux-Platten die von in einem Abstand von 1,60 m angeordneten Stahlpfetten getragen werden.

Die Verfasser führen vor die im Entwurf angenommene Lösung und beschreiben eingehend einige räumliche Tragelemente mit dreieckigem Querschnitt aus vorgespannten zusammengeschweissten Stahlröhren hergestellt.

E. POHL : Nichtzerstörende Prüfverfahren in der Baupraxis der D.D.R.

Der Verfasser führt vor einige Anwendungsmöglichkeiten der nichtzerstörenden Verfahren die der Betonprüfung dienen und in der Baupraxis der D.D.R.

Anwendung finden. Die Arbeiten wurden durchgeführt von einer Forschergruppe des Leipziger Instituts für Bauwesen die sich schon seit längerer Zeit mit Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der nichtzerstörenden Prüfverfahren beschäftigt.

AL. DAVIDESCU, E. DIMITRIU-VÎLCEA : Wärmeisolierende Elemente aus Autoklav-Zellenbeton (Schaumbeton) und Mineralwolle für unmittelbar in die Erde verlegte Fernheizungsleitungen

Die Verfasser führen vor die Ergebnisse der Versuche die durchgeführt wurden in Zusammenhang mit der Wärmeisolierung von Fernheizungsleitungen mittels schaumartigem Autoklav—Zellenbeton an Ort oder in Muscheln gegossen und Mineralwolle bei unmittelbarer Verlegung der Leitungen in der Erde. Es wurde festgestellt dass wärmeisolierende Schichten aus an Ort gegossenem Autoklav-Zellenbeton zentralisiert ausgeführt werden können für einzelne vorgefertigte Rohrleitungen die hinterher mit hierzulande zur Verfügung stehenden Mitteln transportiert werden.
Im Abschluss werden hervorgehoben die wirtschaftlichen Vorteile des von den Verfassern vorgeschlagenen Isolierungsverfahrens.

GH. CRIȘAN, A. BUDA, C. NEAMTU : Einige Ergebnisse der industriellen Verwertung des Staubes der in den Elektrofilteranlagen der Klinkerdrehöfen der Zementfabrik Turda gesammelt wird

Die Verfasser führen vor die Ergebnisse die erlangt wurden hinsichtlich der Gewinnung und Verwertung des Klinkerstaubes ausgescheidet von den Ofen die mit Elektrofiltern ausgestattet sind.
Es wurden auf dieser Weise verschiedene Verfahren ausprobiert hinsichtlich der Verwertung dieses Staubes als Mörtel- und Betonbindemittel, als Paste die man dem Ofen zuführt oder schliesslich als Körner die in dem Trockenverfahren verwertet werden können.

I. BRÎNZAN, I. MARCU, F. ALEXANDRESCU : Einiges über das Verhalten im Betrieb von Wohn- und Industriebauten aus Grossplatten hergestellt

Die Verfasserführen vor die Forschungsarbeiten die durchgeführt wurden hauptsächlich um auf Grund von unmittelbaren Messungen die Variation der Fugenabmessungen in den Aussenwänden sowohl wie die allgemeine Verformung des Baukörpers unter dem Einfluss der äusseren Temperaturänderungen zu bestimmen.

F. ALEXANDRESCU : Experimentelle Forschungen über das Verhalten einiger Verbindungsarten bei statischer Beanspruchung

Im Institut für Typenbauten wurde vorgenommen eine experimentelle Untersuchung von zwei Verbindungsarten, nämlich einfache und komplexe Verbindungen — alles abgestimmt auf die Einführung von verbesserten Verbindungsarten in den Ausführungszeichnungen für Wohnbauten nach der Plattenbauweise errichtet und insbesondere auf die Verbesserung der horizontalen Trennungsfugen der vertikalen Diaphragmen.
Der Verfasser führt vor die diesbezüglich erlangten Ergebnisse.

M. AVRAM, GR. CHIRCOREANU : Begründung der vorschriftmässigen Ausführungsdauer im Wohnungsbau unter Anwendung von mathematisch-statistischen Verfahren.

Die Verfasser heben hervor die Notwendigkeit einer Vervollkommnung der Richtlinien für die Bestimmung der Ausführungsdauer im Wohnungsbau.
Die durchgeführten Forschungsarbeiten waren abgestimmt auf die Begründung der vorschriftsmässigen Ausführungsdauer unter Anwendung einiger mathematischen Verfahren und Berücksichtigung der Wechselbeziehungsverfahren bei der Bestimmung der Abhängigkeitsfunktion zwischen Ausführungsdauer und Bauabmessungen.

S. LAZAR : Wiedergabe der Arbeitstechnologie unter Anwendung von Graphen

Im Artikel werden vorgeführt die Grundlagen der Ausarbeitung von Graphen für verschiedene technologische Arbeitsprozesse unter Anwendung der Darstellung der einzelnen Arbeiten als Knotenpunkte.
Es werden hervorgehoben die Vorteile dieser Darstellungsweise sowohl wie die Unterschiede gegenüber einer Darstellung mittels Bögen ; dann werden eingeführt folgende neue Begriffe : Entschlussgraph und verallgemeinerte Netzwerke.
Es werden untersucht verschiedene Varianten der Aufeinenderfolge oder Uberlagerung der einzelnen Arbeiten und daraufhin entsprechende Darstellungsformen angenommen.

R. DINESCU, M. V. CERCHEZ : Anwendung des Leukometers zur Schätzung der Farbunterschiede von Glasurkeramik

Diese Arbeit stellt sich als Ziel den Anwendungsbereich des Leukometers als Prüfmittel von farbigen Keramikprodukten zu bestimmen und ein Verfahren zur Darstellung und Deutung der Ergebnisse festzusetzen. Es werden untersucht die Messergebnisse die erlangt wurden bei der Farbbestimmung von drei Gruppen von Glasurkeramikplatten : erste Gruppe mit verschiedenartig gefärbten Platten, zweite und dritte Gruppe deren Platten in zwei Nuancen von Gelb gefärbt, aber mit dem freien Auge nicht zu unterscheiden waren. Auf Grund der Versuchsergebnisse wird der Schluss gezogen dass ein Leukometer imstande ist Farbenunterschiede zu erfassen die den visuellen Unterschieden gleichstehen oder geringer als diese sind ; das Gerät kann in der Produktion angewandt werden zur Kontrolle der Uniformität und der Bestimmung der Farbenunterschiede gegenüber einer Eichprobe sobald man die Zonen chromatischer Uniformität gegenüber dem Muster abgegrenzt hat.

СОДЕРЖАНИЕ

К. ПОПЕСКУ, Н. ГЕОРГИУ: Завод для изготовлевления проволоки и изделий из проволоки, построенный в г. Бузэу. Возведение цехов для волочения мягкой проволоки и для оцинковки

Описанный завод охватывает четыре цеха: цех для волочения мягкой проволоки и цехи для сварочных электродов и гвоздей.

В первую очередь были возведены два цеха, совмещённые в одном здании.

Для наземных перевозок материалов используются электротележки, а для обслуживания машин — 24 катучие балки.

Здание во время дня имеет природное освещение, а во время ночи — флюоресцентные лампы.

Отопление обеспечивается излучающими панелями, подвешенными к крыше, работающими на перегретой воде.

Для того, чтобы получить теплоизоляционное покрытие, были использованы плиты из полистирольной пены.

Несущая часть здания — металлическая.

Авторы описывают проектное решение, а также и способ возведения здания.

Д. ДУМИТРЕСКУ, А. ПОПЫЕСКУ, ФЛОРИКА ДАМИАН, Л. ЛЕБЕЛЬ: Предварительно напряженное металлическое покрытие над неограждепным крылом Технического Музея имени проф. инж. Д. Леонида в Парке Свободы г. Бухарест

Для укрытия тяжёлых экспонатов Технического Музея, /находящегося в Парке Свободы, ИПРОМИН спроектировал покрытие из полупрозрачного ,,ондулукс''-а, опертого на металлические прогоны, расстояние между осями которых равняется 1,60 м. Таким образом покрыта площадь в 1.000 м^2.

Авторы описывают решение, принятое при проектировании, особо подчёркивая несущие пространственные элементы треугольного сечения, изготовленные из сварных металлических предварительно напряженных труб.

Е. ПОЛ: Недеструктивные методы испытания, применяемые в строительной практике в ГДР

Автор описывает группу отборных применений недеструктивных методов для испытания бетона, применяемых в строительной практике в ГДР. Работы были проведены группой исследователей Строительного Института из Лейпцига, которые предварительно произвели исследовательские работы в области недеструктивных методов испытания.

АЛ. ДАВИДЕСКУ, Е. ДИМИТРИУ-ВЫЛЧА: Данные относительно изоляции заглубленных трубопроводов для теплофикации автоклавным пенобетоном и минеральной ватой

Авторы описывают результаты испытания автоклавного пенобетона и минеральной ваты, в качестве изолирующего материала трубопроводов для теплофикации, зарываемых в землю. В этом смысле констатировано, что решение, при котором применяется монолитный автоклавный пенобетон можно применятьцентрализованным порядком для сборных изолированных трубопроводов, которые можно перевозить на транспортных средствах, имеющихся у нас в стране.

Затем представлены экономические преимущества, которые вытекают из применения предлагаемого авторами метода.

Г. КРИШАН, А. БУДА, К. НЯМЦУ: Результаты относительно промышленного использования пыли, собираемой электрофильтрами на ротативных печах, для изготовления клинкера на цементном заводе Турда

Авторы описывают результаты, полученные при улавливании и использовании клинкерной пыли, выходящей из печей, оборудованных электрофильтрами.

В этом порядке мышления были испытаны методы использования клинкерной пыли в виде связующего для бетонов и строительных растворов, для его превращения в шлам для питания печей, для его введения в печи в виде зёрен или сухим методом.

И. БРЫНЗАН, И. МАРКУ, Ф. АЛЕКСАНДРЕСКУ: Результаты относительно некоторых аспектов поведения в эксплуатации жилых и промышленных крупнопанельных зданий.

Авторы описывают результаты исследований, которые преследовали, в первую очередь, определение изменчивости раскрытия фасадных стыков и общей деформации зданий под влиянием изменений внешней температуры, производя для этого замеры непосредственно на соответствующих зданиях.

Ф. АЛЕКСАНДРЕСКУ: Экспериментальное исследование поведения при статических нагрузках некоторых систем стыкования.

С тем, чтобы предоставить Институту Типового Проектирования возможность разработать рабочие чертежи для новых видов стыкования крупнопанельных жилых зданий — в особенности горизонтальных стыков диафрагм — и для улучщения стыков, применяющихся в настоящее время, были испытаны две категории стыков: стыки экспериментальные и стыки комплексные.

Автор описывает результаты данных экспериментов.

М. АВРАМ, Г. КИРКОРЯНУ: Улучшение обоснования нормированных сроков возведения жилых зданий, применяя для этого статистико-математические методы.

Авторы указывают на необходимость улучшить нормы сроков возведения жилых зданий.

В рамках проведенных исследований задавались целью обосновать улучшенные нормированные сроки возведения жилых зданий, использовав для этого математические приёмы с применением корреляционного метода для определения функции зависимости срока возведения здания от размера последнего.

СИМИОН ЛАЗЭР: Описание технологических процессов при помощи графов.

В статье представлены принципы составления графов для технологических процессов, по методу узловых работ.

Изложены характеристики данного способа изображения, преимущества и различия в сравнении с изображением по дугам, а затем введены понятия решающие графы и обобщенные сети.

Анализируются различные варианты последовательностей и совпадений работ, принимая для этого соответствующее изображение.

Р. ДИНЕСКУ, М.В. ЧЕРКЕЗ: Использование лейкометра для оценки разницы окраски метлахских плиток

Данная работа задаётся целью определить область использования лейкометра при контроле изготовленных цветных метлахских плиток, а также и способ представления и толкования результатов. Проанализированными результатами являются замеры окраски трёх групп метлахских плиток:)первая группа состояла из плиток различной окраски, а две последние группы состояли из плиток, окрашенных двумя жёлтыми оттенками, неразличимыми невооружённым глазом в пределах одной группы. Экспериментально определено что лейкометр может различить оттенки, разница между которыми равна или менее различимых невооружённым глазом и что прибор ограничивает зоны красочной разности по сравнению с эталоном, а, следовательно, он может быть использован в производстве для контроля однородности и разницы окраски по сравнению с эталонным образцом.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

Uzina de sîrmă şi produse din sîrmă Buzău

Construcţia halelor pentru secţia trăgătorie de oţel moale şi zincare

Ing. C. Popescu
I. P. L.

ing. N. Gheorghiu
Trustul 1 construcţii-montaje — Bucureşti

Proiectarea : Institutul pentru proiectări laminoare

director	ing. P. Wechsler,	colectiv proiectanţi	arh. Maria Filipescu
director tehnic	ing. B. Rusu,		ing. N. Ghiţă
şef sector construcţii	ing. S. Nicolescu		ing. C. Popescu
inginer specialist	conf. ing. C. Dalban	şef proiect complex	ing. I. Bogdan

Execuţia: Trustul 1 construcţii-montaje — Bucureşti

1. GENERALITĂŢI

În sudul oraşului Buzău, pe un teren încă viran în anul 1964, se conturează astăzi zona industrială care va schimba înfăţişarea oraşului ; începerea lucrărilor şi coordonarea întregii zone a revenit şantierului Uzinei de sîrmă şi produse din sîrmă.

Proiectul întocmit de Institutul de proiectări laminoare pentru această uzină a permis de la bun început desfăşurarea lucrărilor pe şantier în paralel cu proiectarea.

Uzina este compusă din patru secţii principale : trăgătoria de oţel moale, secţia de zincare, realizate în etapa I, şi secţiile de electrozi pentru sudură şi cuie, ce se vor realiza în etapa a II-a cu anexele şi atelierele auxiliare.

Secţiile realizate în etapa I vor avea iniţial o producţie de circa 114 000 t sîrmă anual. Comasate într-o construcţie monobloc ocupă împreună cu atelierul mecanic şi depozitele lor o suprafaţă de 25 000 m².

Transportul de sol al materialelor este asigurat cu electrocare. Deservirea maşinilor a necesitat în afara electrocarelor 24 de grinzi rulante suspendate de 3,2 t capacitate şi 6,60 m deschidere.

Utilizate pe scară largă peste hotare, aceste mijloace de ridicare şi transport au început şi la noi în ţară să înlocuiască în anumite condiţii podurile rulante de mică capacitate (sub 5 tf).

Prevăzute cu două viteze de translaţie, cu dispozitive de cuplare în paralel, ce permit trecerea electropalanului de pe o grindă pe alta, se manevrează cu uşurinţă de la sol. Greutatea proprie redusă, eliminarea căilor de rulare pe deschideri mari şi a pasarelelor de circulaţie, mobilitatea mărită sînt numai o parte din avantajele pe care le oferă grinzile rulante suspendate.

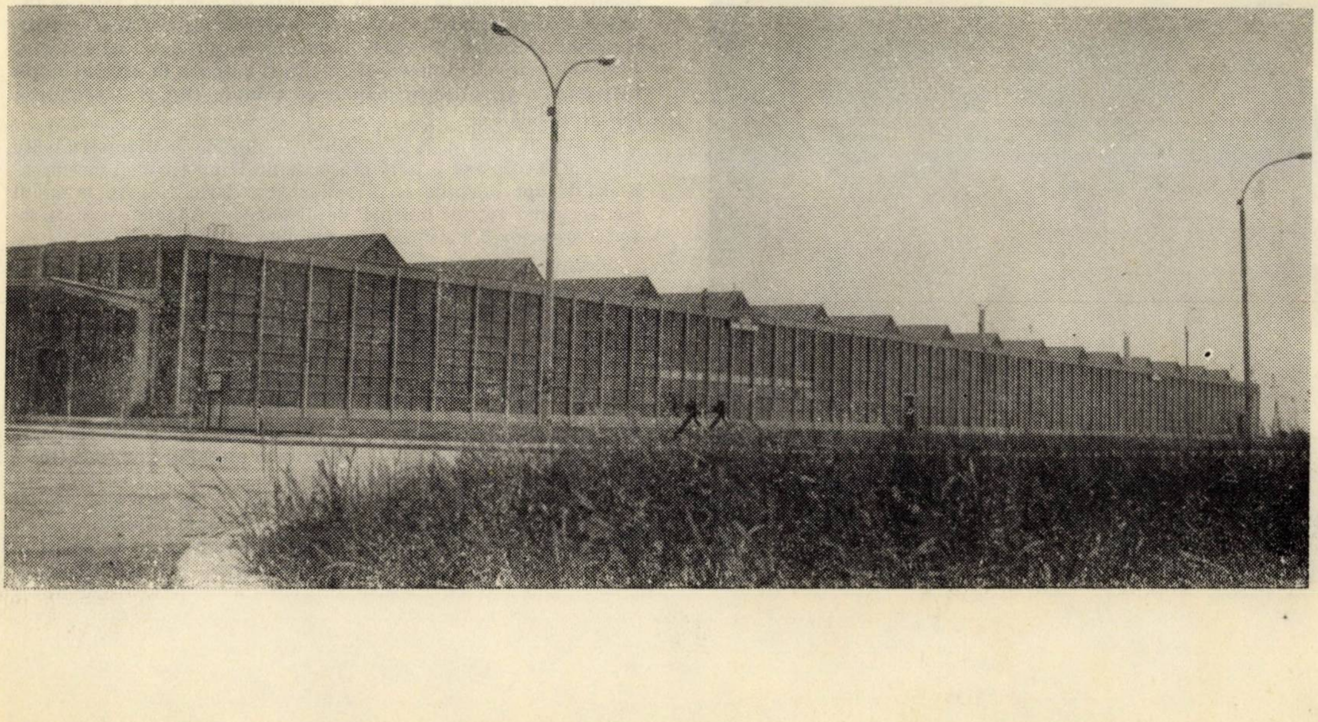
Construcţia monobloc a halei acoperă şapte deschideri de 18,00 m şi 16 travee de 12,00 m. Prin comasarea secţiilor într-o singură hală, s-au scurtat distanţele de transport al materiilor prime şi al produselor finite, a fost micşorată suprafaţa de închidere laterală şi s-a obţinut un înalt grad de uniformizare a elementelor de construcţie, imprimîndu-se construcţiei un caracter de universalitate.

Iluminarea naturală a halei pe timpul zilei se face prin luminătoare triunghiulare fixe, dispuse transversal halei, la 12,00 m distanţă unele de altele. Ferestrele fixe au rame din profile de tablă subţire îndoită şi geamuri armate termoabsorbante colorate pentru a micşora fenomenul de încălzire prin radiaţii infraroşii. Iluminatul în timpul nopţii se face cu lămpi fluorescente, dispuse în dreptul luminătoarelor, pentru a obţine pe cît posibil unghiuri de pătrundere a luminii asemănătoare atît ziua cît şi noaptea.

Introducerea aerului proaspăt în hală se face printr-un tunel subteran cu ramificaţii spre punctele de distribuţie, în timp ce evacuarea aerului viciat este rezolvată printr-un sistem de deflectoare continue amplasate între luminătoare.

O parte din aerul proaspăt se introduce în hală prin ferestrele mobile din faţade.

Fig. 1. Faţadă laterală



Încălzirea pe timpul iernii este asigurată de panouri radiante suspendate de șarpantă, alimentate cu apă supraîncălzită, metodă folosită cu succes în ultima vreme.

2. DESCRIEREA SOLUȚIILOR ADOPTATE

Încălzirea interiorului impune izolarea termică a învelitorii. Această problemă spinoasă pentru proiectanți, din cauza lipsei de materiale cu greutate redusă care ar intra în componența unei învelitori izolate termic, a fost totuși rezolvată cu succes prin folosirea plăcilor din spumă de polistiren, fabricate în țară, și prin eliminarea șapei de beton armat cu suport a hidroizolației.

În colaborare cu INCERC, în urma unor studii și încercări de laborator, s-a stabilit o soluție de învelitoare cu greutate medie (circa 180 kg/m^2 față de circa 300 kg/m^2 cît reprezintă soluția clasică) cu următoarea componență a straturilor :

— plăci de beton armat, prefabricate, de dimensiunile 1,50 × × 3,00 m ;

— strat de difuzie a vaporilor de apă format dintr-un carton perforat blindat cu agregate minerale de 1 — 3 mm, fabricat în țară ;

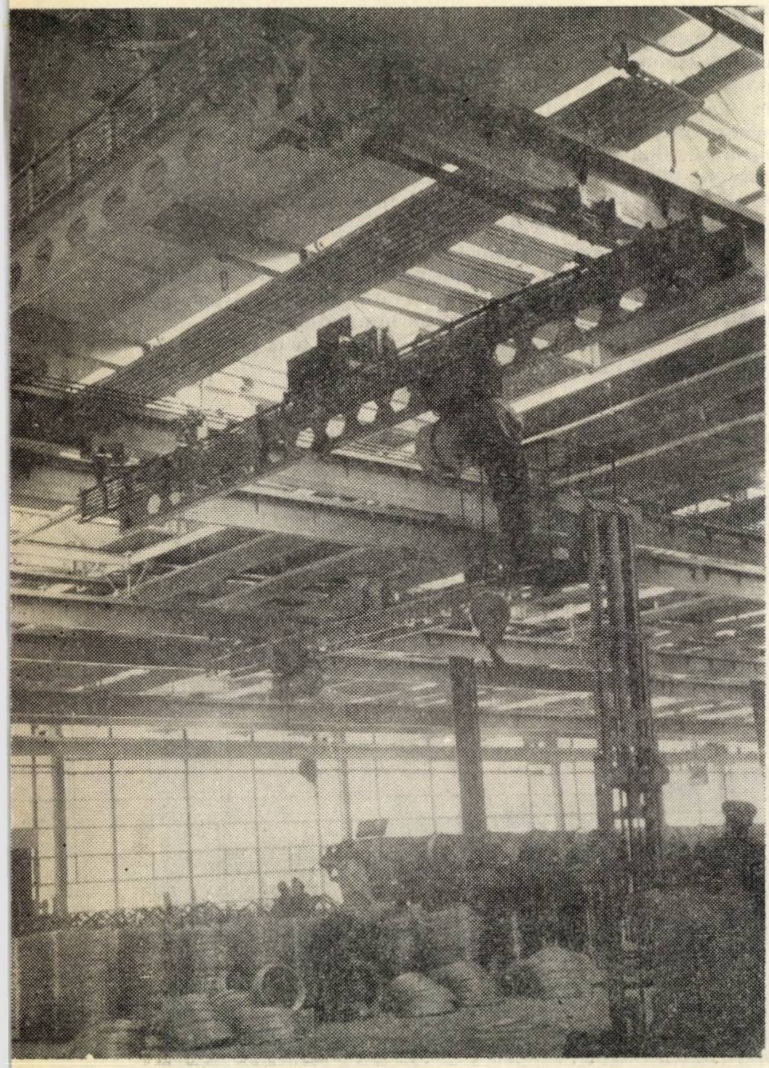
— barieră de vapori formată dintr-un carton asfaltat lipit cu bitum ;

— plăci din spumă de polistiren ;

— izolație hidrofugă formată din două straturi de pînză asfaltată, un strat de carton asfaltat, lipite cu bitum ;

— strat de protecție din pietriș, de 1,5 cm.

Fig. 2. Grindă rulantă suspendată



Executat parțial în condiții grele, acest nou tip de învelitoare, care se pregătește să înfrunte a treia iarnă, se prezintă în condiții foarte bune.

Avantajele pe care le oferă sînt numeroase : pe lîngă greutatea redusă care se traduce în economii de metal în structura de rezistență, trebuie menționate eliminarea șapei de beton armat de peste izolația termică, ca proces umed cu repercusiuni în exploatare în timp, și indicele foarte bun de izolare termică obținut datorită folosirii polistirenului.

Plăcile prefabricate, suport al învelitorii, au fost sudate de grinzile secundare ale șarpantei prin intermediul unor plăcuțe metalice încastrate. Astfel s-a format o șaibă rigidă ce permite scurgerea solicitărilor orizontale din planul acoperișului direct la stîlpi, fără a fi necesare contravîntuiri. Un plus de siguranță îl aduce necesitatea de a turna monolit o placă — centură la nivelul acoperișului — pentru a închide golul de 1,50 m dintre axele stîlpilor și închiderea laterală pe perimetrul halei.

Învelitoarea cu izolația termică din plăci din spumă de polistiren este privită cu rezervă de mulți dintre specialiștii noștri, poziție la care contribuie și lipsa unui normativ de folosire ce întîrzie să apară, cu toate că execuția a sute de mii metri pătrați în această soluție ar trebui să presupună existența lui.

Unele argumente ca „șocul termic" provocat de insoleiere, „dispariția miraculoasă" a polistirenului, datorită îmbătrînirii în timp, încep să fie infirmate de comportarea învelitorilor de acest gen executate, peste care au trecut asprimile cîtorva sezoane.

Pentru scheletul de rezistență al halei s-a ridicat de la bun început alternativa — construcție metalică sau construcție de beton armat. Aceste două variante, analizate cu atenție, au arătat că, pentru caracteristicile impuse — travee 12,00 m, deschidere 18,00 m, grinzi rulante suspendate de 3,2 t — nu existau la data proiectării și execuției elemente tipizate prefabricate. Între alternativa de a proiecta și preturna pe șantier elemente speciale de beton armat și a realiza elemente metalice, proiectantul și forurile de avizare s-au oprit asupra ultimei soluții.

Au fost studiate mai multe variante de schelete metalice, fiecare presupusă a genera economii de metal prin schema statică deosebită de cele obișnuite.

Structura aleasă nu a înșelat așteptările, conducînd în final la indici tehnico-economici avantajoși și anume 73,20 kg/m^2 construcție metalică, respectiv 880,60 lei/m^2 prețul de cost.

Soluția permite realizarea acestor economii, deoarece folosește la maximum avantajele continuității elementelor pe ambele direcții. În plus, prin introducerea unor tiranți, se reduc deschiderile panelor (grinzi secundare) de la 12,00 m la 7,50 m. Rezemarea ferestrelor de la luminator direct pe tiranții ce suspendă grinzile secundare elimină de asemenea cadrele speciale folosite la alte structuri.

Pentru susținerea plăcilor învelitorii au fost create grinzi secundare dispuse la 3,00 m distanță cu conturul tălpilor înclinat, pentru a permite scurgerea apelor de ploaie. Aceste grinzi secundare formate din table sudate au deschiderea de 12,00 m, fiind îmbinate cu buloane de înaltă rezistență la nivelul tălpii inferioare a grinzilor principale cu zăbrele (fig. 3 — secțiunea longitudinală).

În plus, la 2,25 m de la rezemare, bolțurile de diametru mare (50 mm) realizează o perfectă articulație cu tiranții ce micșorează de fapt deschiderea grinzilor secundare. Tiranții, la rîndul lor, se prind tot cu bolțuri de dispozitive speciale sudate de talpa superioară a grinzilor principale cu zăbrele.

Tiranții înclinați formează cadre dispuse la 3,00 m pentru rezemarea ferestrelor de la luminătoare, obținîndu-se luminătoare fixe triunghiulare dispuse transversal halei, pe axele stîlpilor. Grinzile principale cu zăbrele, de deschidere 18,00 m, rămîn în felul acesta incluse în luminător. Pasul zăbrelelor este impus de grinzile secundare, fiind de 3,00 m.

Calculul grinzilor principale a fost făcut pe o schemă de grindă continuă cu cinci deschideri, îmbinările fiind realizate cu buloane de înaltă rezistență în zona momentelor nule (fig. 4 — secțiunea transversală).

În dreptul tiranților au fost suspendate căile de rulare pentru grinzile rulante suspendate, cu ajutorul unor penduli a căror construcție în formă de articulație sferică permite rotiri în toate direcțiile. Căile de rulare propriu-zise au deschideri al-

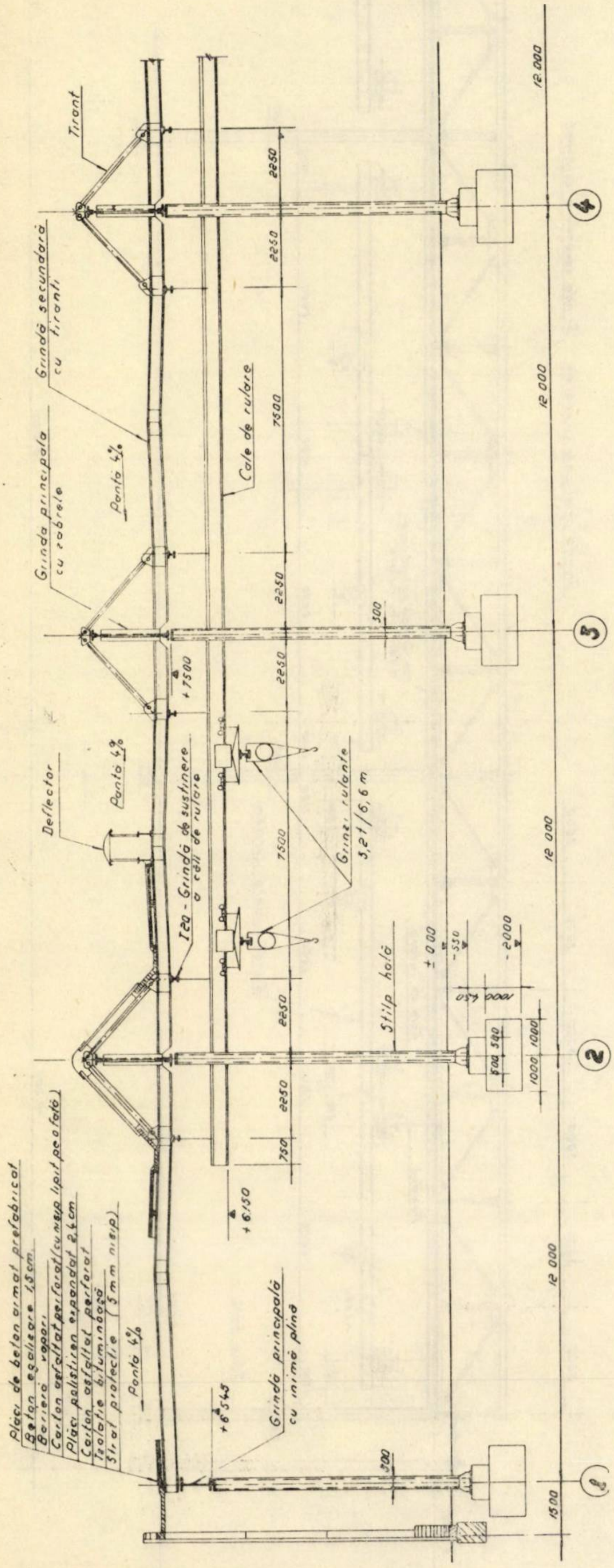

Plăci de beton armat prefabricat
Beton egalizare 1,5 cm
Barieră vapori
Placă polistiren expandat 2,5 cm
Carton asfaltat perforat
Izolaţie bituminoasă
Strat protecţie (5 mm nisip)
Pantă 4%
Grindă principală cu inimă plină
Grindă principală cu zăbrele
Grindă secundară cu tiranţi
Tirant
Pantă 4%
Cale de rulare
Deflector
Pantă 4%
I20 - Grindă de susţinere a căii de rulare
Grinzi rulante 3,2 t/6,6 m
Stîlp hală
+6,545
+6,150
+7,500
± 0,00
-2000
12 000
12 000
12 000
12 000
7500
7500
2250
1500
1
2
3
4

Fig. 3. Secţiune longitudinală

ternate de 4,50 m şi 7,50 m obligate de suspendarea în dreptul tiranţilor. Ele sînt alcătuite din profile sudate capabile să preia solicitările pe verticală şi orizontală. Uzinarea acestor căi de rulare necesită o precizie mai mare decît a construcţiilor metalice obişnuite, abaterile de colinearitate sau deformaţiile produse de sudură generînd perturbaţii în exploatare care pot avea drept consecinţă înţepenirea grinzilor rulante suspendate. Cu toate că buna funcţionare a acestui sistem suspendat se bazează pe o mişcare de pendulare, necesară compensării tendinţei de înţepenire la pornirea şi frînarea grinzii rulante, se impun o serie de penduli oblici pe ambele direcţii în scopul limitării balansului.

Stîlpii, articulaţi de grinzile principale şi încastraţi în fundaţii, au fost compuşi din table sudate formînd un cheson cu latura de 300 mm. Acest cheson a fost închis etanş după ce în prealabil interiorul a fost protejat cu vopsea de minium de plumb. Greutăţile de nerezolvat pe care le-am întîmpinat în aplicarea unei protecţii speciale contra coroziunii ne-au împiedicat de a dirija scurgerea apelor pluviale de pe acoperiş prin interiorul acestor stîlpi.

Fundaţiile stîlpilor, de dimensiuni reduse, nu au ridicat probleme deosebite. Fundarea s-a făcut într-un strat de argile nisipoase şi prăfoase la adîncimea de 2,00 m, deasupra pînzei de ape freatice, faptul fiind posibil datorită presiunilor reduse.

Închiderea halelor s-a făcut cu ferestre cu rama din tablă îndoită şi geamuri riglate termoabsorbante, încadrate sus şi jos de parapeţi de zidărie placată cu ceramică smălţuită în culori galben şi verde-albăstrui. Din motive arhitectonice, scheletul de susţinere al închiderii laterale este format din stîlpişori chesonaţi aşezaţi la 3,00 m distanţă. Faţadele laterale au fost proiectate demontabile în vederea unor extinderi ulterioare.

Procesul tehnologic, curat în comparaţie cu alte uzine din industria siderurgică, a permis folosirea de culori deschise la vopsitoriile interioare, obţinîndu-se în acest fel o ambianţă plăcută.

3. UNELE PARTICULARITĂŢI DE CALCUL

Nu este cazul să insistăm asupra încărcărilor considerate în calcule pentru sarcini permanente provenite din greutatea proprie a elementelor şi din acţiunile grinzilor rulante suspendate, deoarece ele au fost stabilite conform standardelor şi prescripţiilor în vigoare.

Pentru sarcinile provenite din zăpadă s-a apreciat, urmare a experienţei acumulate în proiectare, că forma acoperişului permite aglomerări de 50% pentru încărcarea de bază.

Calculul grinzilor secundare cu tiranţi prezintă unele particularităţi pe care le schiţăm mai jos (figura 6 — schema de calcul).

Se porneşte de la următoarele consideraţii :

— neglijîndu-se alungirile tiranţilor (la verificare s-a constatat că nu modifică eforturile în tiranţi) rezultă indeformabilitatea triunghiurilor a-b-c ;

— rotirile triunghiurilor a-b-c se produc faţă de centrele 10, 20, 30, 40 (prinderea grinzilor principale de stîlpi) ;

— sub acţiunea unei forţe P oarecare se produc săgeţi (notate f) datorită rotirilor triunghiurilor, care stau în relaţiile

$$f^a_{10} = -f^b_{10} \qquad f^a_{30} = -f^b_{30}$$

$$f^a_{20} = -f^b_{20} \qquad f^a_{40} = -f^b_{40};$$

— din izolarea nodurilor c şi proiecţia pe orizontală rezultă egalitatea evidentă între forţele din tiranţii a-c şi b-c.

Se consideră necunoscutele sistemului (notate X_n), proiecţia forţelor din tiranţi pe verticală, pentru a uşura calculul.

Rezultă

$$X^a_{10} = X^b_{10} = X_{10}.$$

Calculul se face în două etape :

a) Se determină săgeţile pentru fiecare deschidere în parte, rezultînd relaţii de genul

$$f^a_{20} = F(X_{10}\, X_{20}, P),$$

$$f^b_{20} = F(X_{20}, X_{30}).$$

b) Se scriu relațiile de genul

$$f_{20}^{a} = - f_{20}^{b},$$

de unde rezultă funcțiile

$$F(X_{10}, X_{20}, P) = - F(X_{20}, X_{30}),$$

obținîndu-se un sistem de patru ecuații cu patru necunoscute, care se rezolvă printr-o metodă oarecare. În continuare, sistemul de grindă continuă cu tiranți devenit static determinat, se determină diagramele de momente încovoietoare, forțe axiale.

Calculul eforturilor în barele grinzilor principale cu zăbrele nu ridică probleme speciale. Pentru talpa superioară apare totuși o solicitare suplimentară în cazul unor forțe simetrice aplicate în punctul de suspendare al grinzilor secundare de tiranți, datorat rotirii unui singur triunghi a-b-c. În acest caz, talpa superioară a grinzilor principale cu zăbrele are tendința de încovoiere laterală prin apariția unor forțe orizontale ce nu se echilibrează, dacă se consideră rigiditatea transversală a tălpii. În urma efectuării unui calcul de conlucrare spațială între mai multe grinzi secundare cu tiranți și respectiva talpă superioară au fost determinate eforturi unitare în talpă ce nu depășesc 100 ÷ 150 kg/cm².

Orașul Buzău fiind plasat în zonă seismică, calculul la solicitări provocate de cutremur de gradul 8 a fost făcut pentru stîlpi pe direcțiile principale. Deoarece structura de rezistență nu are portale de cutremur sau vînt, stîlpii sînt elementele care preiau solicitările orizontale din planul acoperișului considerat ca o șaibă rigidă.

O problemă dificilă din cauza lipsei de normative sau date experimentale a constat în stabilirea de grupaje ale grinzilor rulante suspendate în diferite combinații de încărcări.

În final s-a considerat pentru grinzile secundare cu tiranți grupajul de patru grinzi rulante ca sarcină permanentă, iar pentru grinzile principale cu zăbrele grupajul de două grinzi rulante ca sarcină permanentă, în timp ce grupajul de patru grinzi rulante a fost considerat ca o încărcare accidentală, indiferent de numărul deschiderilor pentru elementul ce se calculează. Evident aceste grupaje de grinzi rulante au fost dispuse în punctele cele mai defavorabile, rezultînd mai multe ipoteze de încărcări.

În funcție de calitatea oțelului utilizat s-a acceptat pentru combinația de sarcini permanente o rezistență admisibilă de 1 500 kg/cm² și pentru combinația accidentală 1 700 kg/cm², iar pentru combinația de sarcini extraordinare 2 000 kg/cm².

Toate îmbinările de montaj au fost rezolvate cu buloane de înaltă rezistență, eliminîndu-se astfel riscurile sudurilor pe șantier.

4. MATERIALE UTILIZATE

Majoritatea elementelor au fost uzinate folosind oțel OL 38 ABZ (cu garantarea limitei de curgere). Pentru partea inferioară a căilor de rulare, pe care rulează efectiv roțile grinzilor rulante, s-a folosit oțel 17 M 13 laminat sub formă de profil dublu T.

Guseele tiranților au necesitat grosimi mari de peste 40 mm pentru preluarea presiunii la contactul cu bolțurile. Aceste piese speciale au fost prelucrate prin forjare din OL 38, după care au fost supuse la un tratament termic de detensionare.

Buloanele de înaltă rezistență au fost executate din oțel aliat 41 MOC 11 împreună cu rondelele lor, pentru piulițe folosindu-se un oțel aliat cu o duritate mai mică 33 MOC 11. Pentru controlul sudurilor mai importante s-a cerut prin proiect efectuarea procentuală a controlului prin gamagrafiere.

5. UNELE ASPECTE ALE UZINĂRII ELEMENTELOR

În mod aparent paradoxal, construcțiile metalice ușoare necesită o precizie de uzinare mai mare decît cele grele, paradoxal, deoarece la tonaj egal manopera este mai mare la construcțiile ușoare. În plus un schelet de rezistență mai complicat impune toleranțe mai strînse. Întreprinderea de utilaj siderurgic și construcții metalice Galați a asigurat uzinarea elementelor halei de la Buzău.

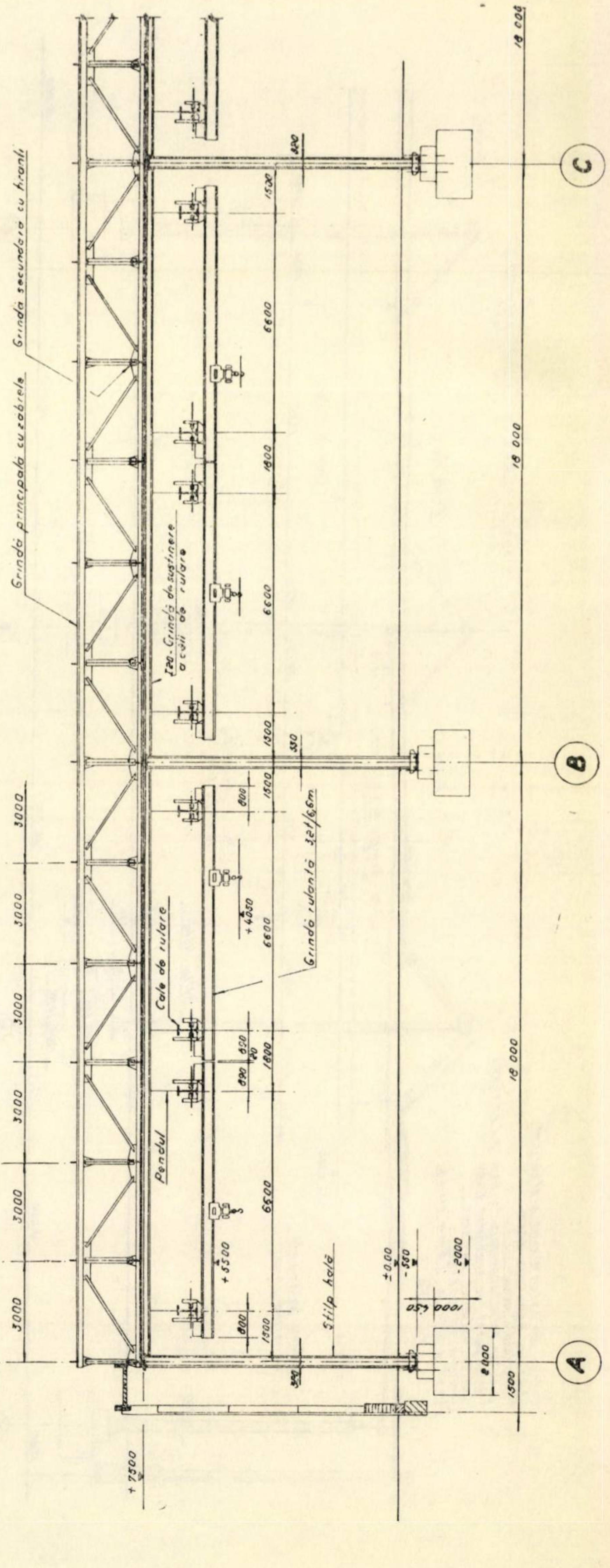


Fig. 4. Secțiune transversală

Cu toate că la început a apreciat ca prea severe toleranțele de uzinare cerute prin proiect, în final a reușit să le respecte aproape în întregime. Urmarea a fost văzută în timpul montajului și s-a concretizat prin lipsa surprizelor de genul modificărilor și consolidărilor datorate unei execuții necorespunzătoare.

Tehnicienii care se ocupă de sudare știu că alegerea unei tehnologii defectuoase conduce invariabil la defecțiuni ca : suduri fisurate, elemente răsucite, elemente încovoiate etc.

Pe de altă parte, un sudor de calificare slabă produce altă categorie de defecțiuni: suduri arse, crestături din topire, nerespectarea dimensiunilor din proiect etc.

Atît prima categorie cît și a doua au repercusiuni mari în special asupra pieselor zvelte.

Nu se poate afirma că nu au existat astfel de defecte la uzinare, pe parcurs eliminîndu-se însă aproape integral.

O rezistență mare din partea uzinei am întîmpinat la controlul sudurilor prin gamagrafiere, justificată parțial de lipsa din dotare a aparaturii respective.

Un rol important și care s-ar cere activ îl are, în procesul de uzinare, recepționerul beneficiarului. Din păcate, în majoritatea cazurilor, activitatea acestuia se rezumă la numărătoarea elementelor ce se încarcă în vagoane.

Pentru elementele îmbinate cu buloane de înaltă rezistență, grinzile secundare cu tiranții și tronsoanele grinzilor principale cu zăbrele, s-a făcut preasamblarea la sol în uzină a elementelor între ele cu însemnarea lor, pentru a fi montate în ordinea în care a fost făcută preasamblarea.

Această operație nu se execută totdeauna corect, cu toate că este de mare importanță, fiind faza din procesul tehnologic la care se pot corecta o mulțime de defecte. Este necesar a se strînge buloanele din îmbinare pentru a verifica plierea ecliselor pe piese. Se rectifică găuri, se polizează bavurile din tăierea cu foarfeca și din găurire, se pot poliza capetele elementelor etc. Operația de preasamblare făcută la uzină pentru construcția metalică de la Buzău a permis la montaj potrivirea elementelor, fără a necesita rectificări importante.

Trebuie menționat aportul adus de Întreprinderea de prefabricate Brașov care a executat comanda pentru plăcile de beton armat de acoperiș. Atenția cu care s-a lucrat, începînd cu confecționarea tiparelor și terminînd cu condițiile tehnice întocmite în colaborare cu proiectantul, a condus la execuția unor elemente prefabricate de o calitate superioară.

Dar, o parte din această comandă a ajuns și la Întreprinderea de prefabricate Galați. Nerespectînd proiectul, livrînd plăci cu carcasa metalică nesudată, executate în tipare de lemn, de o calitate îndoielnică, s-a ajuns la necesitatea de a consolida și chiar înlocui plăci deja montate, deoarece prezentau fisuri grave și ruperi ale plăcii propriu-zise.

Dacă se poate trage o concluzie din cele arătate mai sus, ea nu poate fi decît una singură. Proiectantul care dorește realizarea construcției la nivelul conceput trebuie să joace rolul verigii de legătură între toți factorii ce concură la execuția proiectului, urmărind îndeaproape toate fazele lucrului în uzină și pe șantier, menținîndu-și o poziție intransigentă în privința calității.

6. ECONOMICITATEA STRUCTURII REALIZATE

Principalii indici tehnico-economici care se urmăresc în procesul de poiectare a construcțiilor industriale sînt consumul de metal și prețul de cost, repartizați la suprafața halelor.

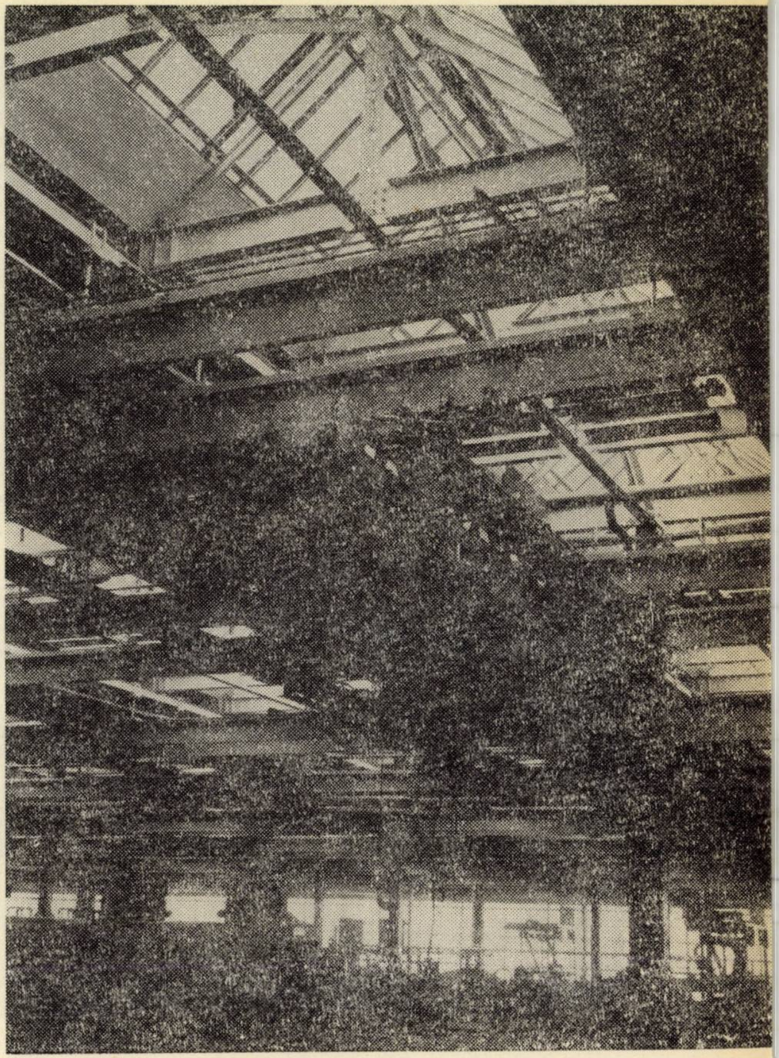
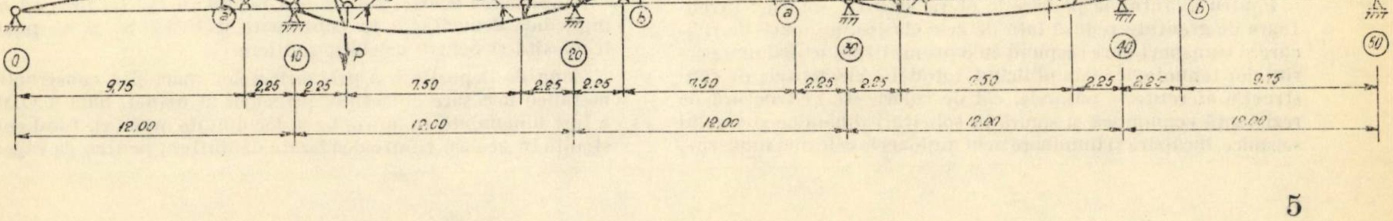


Fig. 5. Vedere interioară transversală

Pentru construcția metalică a halelor de producție de la U.S.P.S. Buzău s-au realizat următorii indici de consum-metal defalcați pe elemente :

— buloane ancoraj	0,6 kg/m^2
— stîlpi	7 kg/m^2
— grinzi principale cu zăbrele	12 kg/m^2
— grinzi secundare	19 kg/m^2
— tiranți	3,5 kg/m^2
— grinzi susținere căi rulare	4 kg/m^2
— căi de rulare suspendate	19,6 kg/m^2
— schelet închidere	4,5 kg/m^2
— material mărunt	3 kg/m^2
Total	73,2 kg/m^2.

Fig. 6. Schemă de calcul



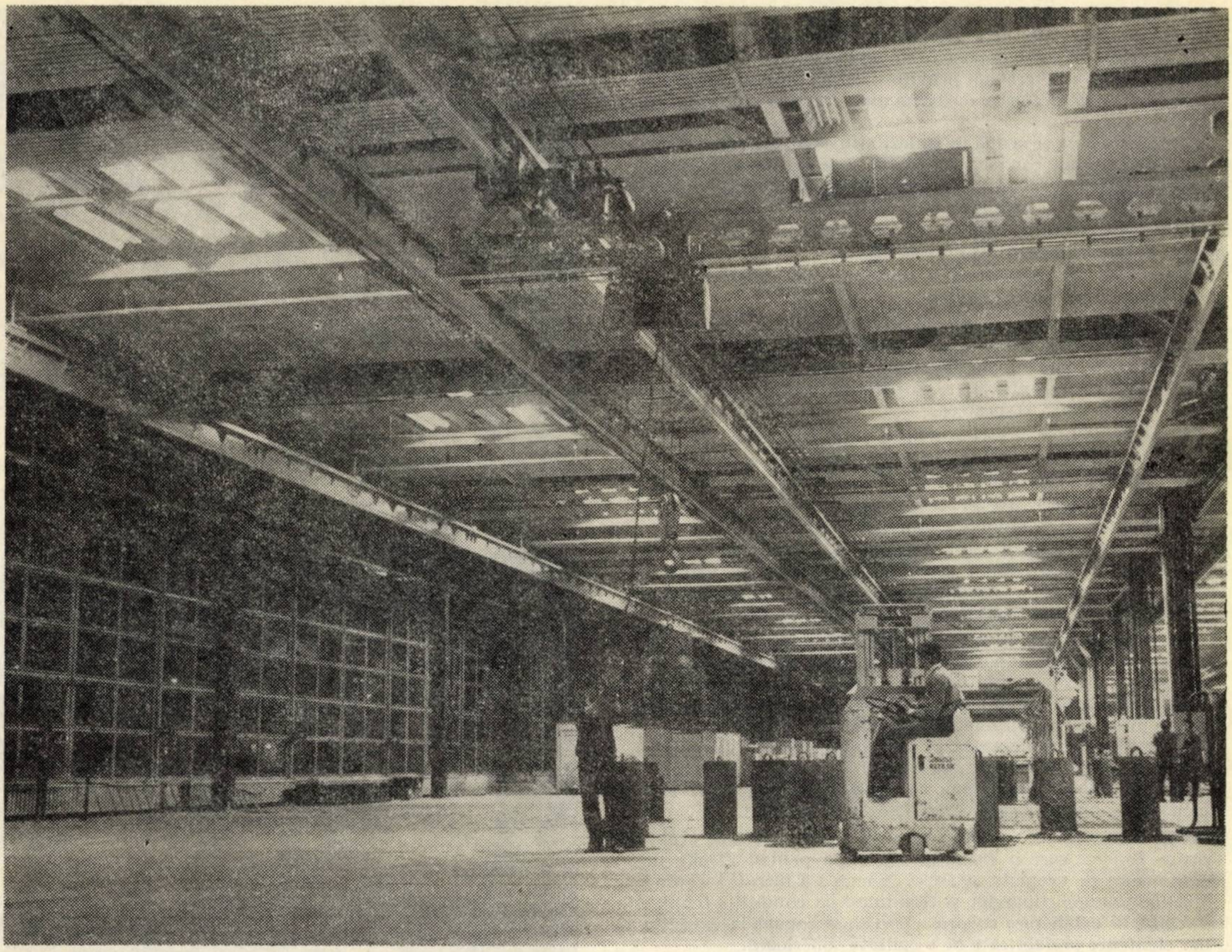


Fig. 7. Vedere interioară transversală

Componenţa preţului de cost pe elemente este următoarea :

— fundaţii	11,20 lei/m^2
— stîlpi	40,00 lei/m^2
— şarpanta	248,20 lei/m^2
— căi de rulare	197,50 lei/m^2
— închidere laterală inclusiv acoperiş	383,70 lei/m^2
Total	880,60 lei/m^2.

Observăm că pentru hala propriu-zisă, fără căile de rulare, se obţin următorii indici :

— consum metal	53,6 kg/m^2
— preţ de cost	684,1 lei/m^2.

Ţinînd seamă de faptul că aceşti indici cuprind atît consumul de metal cît şi preţul de cost al închiderii laterale, se poate afirma că oglindesc cu fidelitate avantajele economice ale soluţiei realizate.

Ca mărturie a preocupării proiectanţilor din institutele noastre pentru reducerea de metal, halele de la U.S.P.S—Buzău demonstrează necesitatea examinării de noi soluţii constructive la întocmirea proiectelor.

Pentru avantajele pe care le oferă această soluţie : învelitoare de greutate redusă faţă de cele clasice, mijloace de ridicare şi transport care răspund cu o promptitudine mai mare cerinţelor tehnologice (simplificînd totodată elementele de construcţie aferente — pasarele, căi de rulare etc.), structură de rezistenţă economică şi sigură la solicitări dinamice şi sarcini seismice, încălzire şi iluminare prin mijloacele cele mai moderne, simplificarea montajului etc., proiectul a fost refolosit cu unele adaptări pentru secţia de electrozi tot de la Buzău şi pentru o trăgătorie de sîrmă de la Cîmpia Turzii.

7. REALIZAREA CONSTRUCŢIEI

Deschiderea şantierului U.S.P.S.—Buzău a marcat deschiderea lucrărilor de construcţii ale zonei industriale Buzău — Sud. Acest lucru a constituit una din preocupările deosebite ale constructorilor în vederea asigurării unei baze de construcţii,care în primă fază să asigure dezvoltarea în condiţii optime a şantierului U.S.P.S., iar după aceea prin mărire şi completare, să asigure dezvoltarea celorlalte şantiere.

Proiectul de organizare a fost întocmit de către serviciul tehnologic al trustului, în strînsă colaborare cu atelierul de proiectare, executantul şi proiectantul de specialitate.

Pentru o bună depozitare şi gospodărire a materialelor şi semifabricatelor, care nu pot fi aduse direct la locul de punere în operă, a fost prevăzută posibilitatea depozitării lor, în magazii sau spaţii închise.

În acest scop a fost creată o zonă în incinta şantierului, ce a putut fi deservită atît cu mijloace auto, cît şi CF, căile de circulaţie (drumuri şi căi ferate) fiind cele din soluţia definitivă.

Amplasarea acestei zone a fost făcută în aşa fel încît să nu împiedice dezvoltarea în continuare a U.S.P.S. şi să poată fi folosită şi pentru celelalte şantiere.

Zona de depozitare a prefabricatelor mari şi a construcţiei metalice necesare obiectului principal al uzinei, hala T.O.M., a fost amenajată în apropierea locului de montaj, fiind construită în acelaşi timp calea ferată definitivă, pentru ca vagoanele să fie îndreptate uşor în această zonă, eliminîndu-se transporturile inutile şi foarte greoaie din cadrul şantierului.

Staţia de betoane a fost realizată din patru betoniere de 450 l (cu posibilitate de mărire a capacităţii cu încă două betoniere), silozurile de ciment de 81 t, o bandă transportoare cu lungime de 200 m, buncăre metalice pentru agregate, buncăre metalice pentru beton, construcţie metalică de susţinerea şi închiderea staţiei (construcţia metalică asamblată în buloane permite recuperarea integrală a structurii).

Cimentul a fost adus în vrac pe calea ferată, în vagoane speciale sau în vagoane închise obişnuite, depozitarea în silozurile de 81 de t făcîndu-se fie direct sau prin intermediul unui recipient de impulsionare (în cazul vagoanelor obişnuite).

Agregatele sortate au fost aduse pe calea ferată şi depozitate în apropierea benzii transportoare ce deservea buncărele metalice. Agregatele s-au depozitat pe platforma realizată din plăci prefabricate din beton. Aşezarea lor s-a făcut pe sorturi. Deservirea benzii s-a făcut cu auto-încărcătoare, agregatele fiind manipulate de pe ambele părţi ale benzii.

Banda transportoare a fost deservită de o linie de cale ferată definitivă şi una provizorie.

Buncărele metalice au fost împărţite în trei compartimente, fiecare compartiment primind cîte un sort de agregate. Dozarea agregatelor s-a executat gravimetric cu ajutorul cîntarului tip — Balanţa Sibiu. Tot gravimetric a fost dozat şi cimentul. Dozarea apei s-a făcut cu ajutorul unui apometru, montat la fiecare betonieră.

Circulaţia tehnologică în incinta şantierului s-a făcut pe traseul drumurilor definitive, folosindu-se în prima fază infrastructura din balast, iar mai tîrziu, drumul betonat.

Transportul betonului şi al mortarului s-a făcut cu motobasculante, fierul fasonat, cofrajele şi alte materiale aducîndu-se la locul de punere în operă cu ajutorul remorcilor şi tractoarelor. Elementele metalice ale structurii (stîlpi, ferme, pane, tiranţi) şi elementele de beton de acoperiş (chesoane, plăci) au fost manipulate cu ajutorul vagoanelor de cale ferată, folosindu-se o locomotivă închiriată de şantier, în acest scop. Acest lucru a fost posibil, prin realizarea din timp a întregii reţele de linii de cale ferată, prevăzută în soluţia definitivă.

Construcţia halei principale de fabricaţie a început, conform graficului de execuţie, în martie 1965.

Avînd în vedere necesitatea închiderii halei, pînă la sosirea timpului friguros, şantierul s-a preocupat încă de la început de :

— eşalonarea conform unei ordini de montaj avantajoase a aprovizionării cu elemente metalice şi elemente de beton ;

— aprovizionarea cu buloane de înaltă rezistenţă ;

— asigurarea cu utilaje şi forţe de muncă de înaltă calificare.

Caracterul special al acestei structuri metalice, elemente asamblate în buloane de înaltă rezistenţă, condiţia cerută de proiectant în ceea ce priveşte precizia la punerea în operă a elementelor, a impus de la început, din perioada realizării fundaţiilor, rezolvarea de către şantier a unor probleme deosebite.

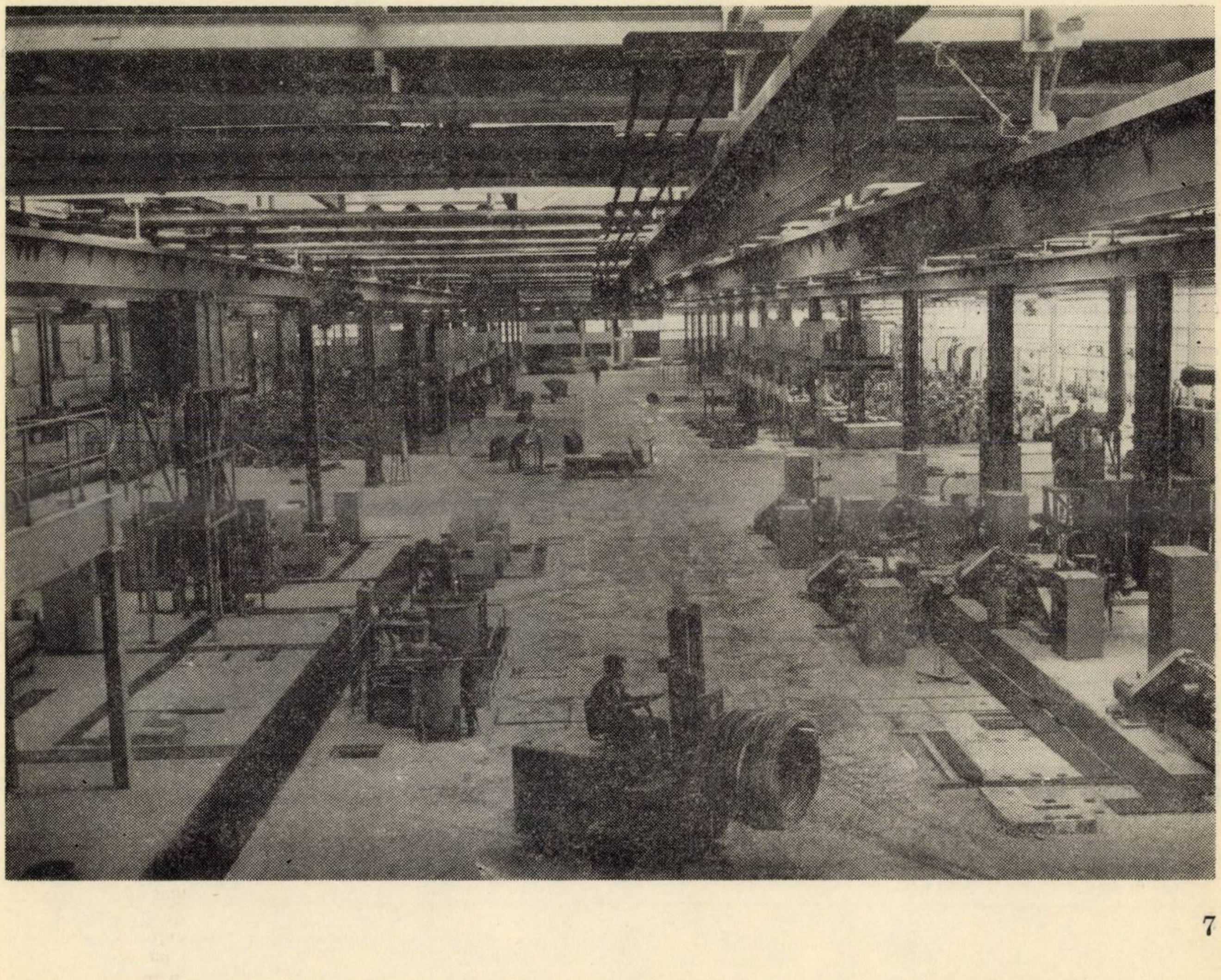
Pozarea buloanelor de scelment a fost făcută cu ajutorul unor şabloane metalice, după ce în prealabil s-a făcut o trasare foarte precisă.

Montajul stîlpilor metalici s-a realizat cu ajutorul unei automacarale de 3 t, axarea şi înscrierea în cotele de nivel controlîndu-se în permanenţă cu ajutorul unei echipe speciale de topometri.

Pentru realizarea suprastructurii, şantierul a adoptat următoarea ordine de montaj (ordinea de montaj prezintă modificări faţă de cea iniţială prescrisă de proiectant, fără însă a se abate de la condiţiile impuse de acesta, pentru asigurarea stabilităţii generale a construcţiei pe perioada montajului) :

1. Montarea grinzilor principale cu zăbrele, pe patru şiruri şi pe toate cele şapte deschideri, cu strîngerea definitivă a buloanelor de înaltă rezistenţă (montajul a fost făcut cu ajutorul unei macarale pe şenile tip E.1004).

Fig. 8. Vedere interioară longitudinală



2. Montarea grinzilor secundare cu tiranţi pe cele trei travee, cu respectarea condiţiilor impuse pentru realizarea definitivă a îmbinărilor cu buloane de înaltă rezistenţă (montajul a fost făcut cu ajutorul unei macarele tip E. 505).

3. Sudarea contravîntuirilor de montaj pe contur.

4. Montarea grinzilor de susţinere a căilor de rulare pe cele 3 travee.

5. Acoperirea cu plăci prefabricate şi elemente de luminător pe traveea centrală.

6. Realizarea izolaţiei termice şi hidrofuge a traveei acoperite cu chesoane.

7. Montarea grinzilor principale cu zăbrele prin dezvoltarea stînga-dreapta a nucleului mai sus format.

8. Montarea tuturor celorlalte elemente specificate la punctele 2,3,4.

9. Montarea chesoanelor pe traveele adiacente primei travee specificate mai sus (acoperită cu chesoane) şi realizarea izolaţiei.

10. Repetarea operaţiilor descrise la punctele 7, 8, 9 în acelaşi sens.

Pentru montarea plăcilor prefabricate de cale ferată îngustă de acoperiş s-a folosit o grindă rulantă care circula pe şină aşezată la talpa superioară a grinzilor cu zăbrele. Această grindă rulantă a fost concepută şi realizată pe şantier, astfel încît rularea ei pe şină să se facă mecanic, iar deplasarea pisicii pe orizontală şi a palanului pe verticală să se facă electric.

Pentru realizarea îmbinărilor cu buloane de înaltă rezistenţă, operaţiune ce trebuia executată la înălţime, s-au conceput şi realizat pe şantier platforme mobile cu schelet metalic telescopic, montate pe şasiu de remorcă de tractor. În acest fel s-a eliminat operaţiunea laborioasă şi costisitoare a montării şi demontării succesive a schelelor metalice.

Executarea corectă a îmbinărilor cu buloane de înaltă rezistenţă a cerut din partea şantierului un efort suplimentar, în ceea ce priveşte asigurarea cu forţă de muncă calificată, disciplinată şi de mare conştiinciozitate (numărul buloanelor depăşind cifra de 10 000 buc. impunea ca urmărirea îndeplinirilor condiţiilor de stringere a bulonelor în diverse faze să fie făcută de muncitori). Pentru acest lucru personalul tehnic al şantierului a dus o continuă muncă de supraveghere şi instruire teoretică şi practică.

După realizarea structurii de rezistenţă a fost posibilă închiderea în scurt timp a halei, prin montarea paiantei metalice de contur. Astfel lucrările din iarna 1965—1966 s-au putut efectua în interiorul halei, permiţîndu-se terminarea lucrărilor de interior, montarea utilajelor şi astfel intrarea uzinei în fabricaţie cu capacitatea proiectată, înainte de termenul prevăzut în grafic.

Copertina metalică precomprimată la aripa deschisă a Muzeului tehnic „Prof. ing. D. Leonida” din Parcul Libertăţii-Bucureşti

Ing. D. Dumitrescu, IPROMIN
ing. A. Popăescu, INCERC
ing. Florica Damian, INCERC
ing. L. Löbel, INCERC

INTRODUCERE

În scopul acoperirii exponatelor grele ale muzeului tehnic din Parcul Libertăţii, s-a proiectat de către IPROMIN, în cursul anului 1965, o copertină care să acopere o suprafaţă de aproximativ 1 000 m^2.

Amplasamentul aripii deschise se găseşte în prelungirea clădirii existente a muzeului, cuprinsă între aleea marginală pe latura N - E a parcului şi strada Candiano Popescu (Uzina Filaret).

Copertina are dimensiunile în plan de 16 x 60, fiind alcătuită pe modul de 6,00 m, cu înălţimea medie de 5,25 m (4,5 ÷ 6,00) în sens transversal.

Copertina este o consolă spaţială de 16,00 m, cu o deschidere liberă de 13,00 m ancorată într-un tirant amplasat la distanţa de 3,00 m de axul stîlpului (fig. 1, 2.)

În sens longitudinal, în axul stîlpilor spaţiali, barele de legătură ale fermelor cu stîlpii şi panele formează cadre cu trei articulaţii pentru rigidizarea longitudinală.

Învelitoarea a fost proiectată din ondulux translucid (vernil), aşezat pe pane metalice dispuse la o distanţă interax de 1,60 m.

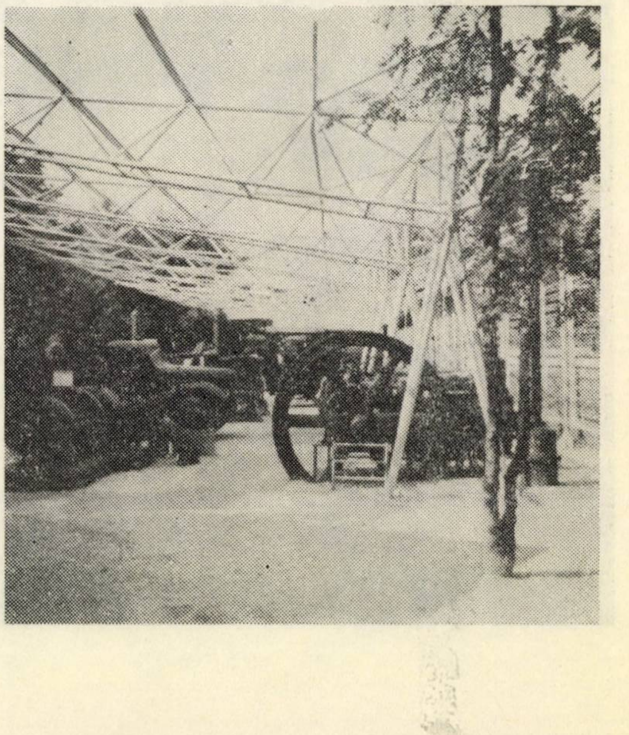
Extremitatea copertinei dinspre str. C.Popescu a fost închisă cu panouri uşoare demontabile (brise-soleil) montate în planul tiranţilor.

DESCRIEREA SOLUŢIEI ADOPTATE

La proiectarea soluţiei prezentate a fost necesar să se respecte o serie de date tematice impuse de amplasament şi solicitate de beneficiar, Centrul de documentare tehnică de pe lîngă Ministerul Energiei Electrice. Printre cele mai importante date care au condus la alegerea soluţiei se pot cita următoarele, în ordinea importanţei lor :

- copertina să aibă un caracter demontabil, avînd în vedere caracterul provizoriu al amplasamentului Muzeului Tehnic în incinta parcului ;
- să nu distoneze cu estetica parcului, încadrîndu-se în aceasta ;
- suprafaţa acoperită să nu aibă stîlpi intermediari şi nici în dreptul lizierei de castani — dinspre aleea parcului (lat. N—E) ;
- execuţia copertinei să se poată efectua ţinînd seamă de amplasarea existentă a unor exponate grele, pe fundaţii fixe ;

Fig. 1. Vedere în lungul structurii



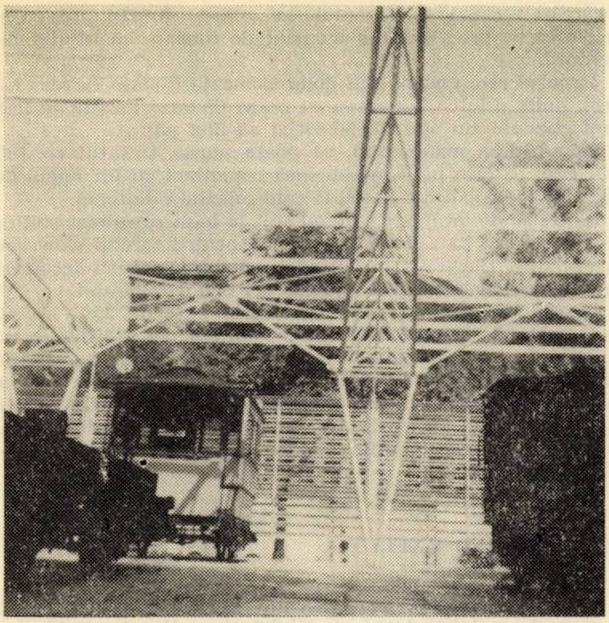


Fig. 2. Vedere în sens transversal a structurii

— faţă de înălţimea dată în temă la nivelul învelitorii, aceasta să poată fi ridicată pentru a permite accesul unei automacarale, în vederea diverselor amplasări sau reamplasări de exponante cu greutate variind între 1 şi 3 t;

— să se ţină seamă că amplasamentul este brăzdat de canale pentrul cabluri de H.T.precum şi canalizări etc.

Structura este alcătuită din următoarele elemente demontabile :

— fermă spaţială din ţeavă OLT 45, de 16,0 m lungime, ancorată la un capăt cu un tirant şi avînd un punct de reazem intermediar, realizînd o consolă de 13,00 m, deschidere liberă (fig. 3);

— stîlp spaţial din ţeavă OLT 45;

— tirant filetat cu manşon, dublu articulat în capete;

— pane, din profile metalice U;

— panouri de închidere (brise—soleil) din tablă ambutisată pe rame uşoare din platbandă, prinse în bride prin agăţare (fig. 4).

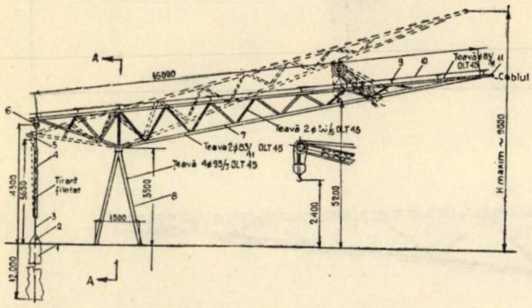
Pentru încadrarea în estetica parcului, stîlpii şi tiranţii au fost amplasaţi pe latura adiacentă, pe care o maschează cu panourile brise-soleil, astfel că perspectiva dinspre aleea cu castani a parcului nu este barată de elemente constructive distonante.

Fig. 3. Secţiune transversală prin structură

———— poziţia normală a copertinei

– – – – – – poziţia ridicată a copertinei

1 – ancoraj-pilot Wolfsholz; 2 – suport tirant; 3 – tirant filetat M 52 stînga; 4 – manşon filetat la ambele capete; 5 – tirant filetat M 52 dreapta; 6 – ureche; 7 – fermă spaţială; 8 – stîlpi; 9 – pană; 10 – acoperiş din ondulux translucid; 11 – cablu



Pentru asigurarea unui gabarit mărit, care să dea posibilitatea manipulării exponatelor, copertina a fost împărţită în cinci tronsoane de cîte 12,0 m, ceea ce a uşurat bascularea acesteia în jurul articulaţiei din capul stîlpilor, cu ajutorul tiranţilor filet şi manşon, astfel încît să permită ridicarea extremităţii opuse de la 6,0 la 9,0 m. Continuitatea copertinei în secţiunile tronsonate se poate desface şi reface cu uşurinţă prin montarea şi demontarea ecliselor de continuitate a panelor.

Ţinînd seamă de temă şi făcînd sondaje în amplasament, s-au stabilit cu precizie punctele în care sînt traversări cu canale pentru cabluri de H.T. şi alte conducte subterane, aceasta conducînd la stabilirea traveei şi distanţei amplasării construcţiei faţă de clădirea existentă a muzeului.

Aceste sondaje au fost utile şi pentru stabilirea soluţiei de fundare a stîlpilor şi de ancorare a tiranţilor; releveele efectuate au arătat că suprafeţele în care se putea face ancorarea sau amplasa eventualele fundaţii comune (stîlp — tirant), în axele traveelor stabilite, sînt prea reduse, ţinînd seamă şi de rezistenţa admisibilă a terenului.

Dată fiind această situaţie, ISPIF a studiat, la cererea proiectantului, posibilitatea de execuţie a unor piloţi foraţi care să lucreze la smulgere şi în care să se poată ancora tiranţii.

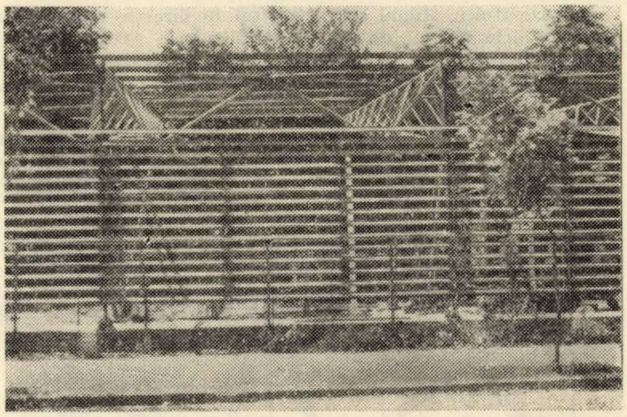


Fig. 4. Rame pentru panouri de închidere

Pe baza studiilor ISPIF, piloţii foraţi proiectaţi au diametrul ∅ = 40 cm şi lungime nominală de 12,0 m; detalii se dau la capitolele proiectare - execuţie.

DATE DE PROIECTARE

Avînd în vedere caracterul demontabil al copertinei, ca schemă de calcul s-a ales una static determinată atît în sens transversal cît şi în sens longitudinal.

În sens transversal, schema de calcul este o grindă în consolă rezemată, printr-o articulaţie, pe un stîlp spaţial (h = 3,50) încastrat, şi echilibrată de un tirant dublu articulat.

În sens longitudinal (în planul ce trece prin axele stîlpilor), stîlpii spaţiali, articulaţi pe această direcţie în fundaţie, formează cu fermele şi barele de legătură ale acestora un cadru triplu articulat care asigură stabilitatea pe această direcţie (fig. 5).

Pentru eliminarea elementelor de contravîntuire, în vederea asigurării mobilităţii şi rigidităţii, ferma în consolă s-a proiectat ca o fermă spaţială cu secţiune triunghiulară, din ţeavă OLT 45, avînd secţiunea variabilă în cele trei plane.

Pentru a uşura procurarea materialului în termenul util execuţiei, elementele componente ale barelor fermei sînt de două dimensiuni : ∅ 83/11 în tălpi şi ∅ 50/6 în diagonale.

Talpa inferioară este realizată din două țevi, în timp ce talpa superioară este executată numai dintr-una singură. Pentru a putea păstra aceleași dimensiuni de țeavă la ambele tălpi, s-a prevăzut ca talpa superioară, întinsă sub efectul încărcărilor exterioare, să fie precomprimată.

Prin aceasta s-a putut realiza și o reducere a consumului de oțel.

Pentru precomprimare, s-a utilizat un fascicul din 12∅5 SBP I ($A_p = 2{,}35$ cm^2), prevăzut cu ancoraje metalice tip inel-con la ambele capete.

Forța de control la tragere a fost $N_k = 30\,000$ kg. După calculul pierderilor de tensiune, forța de precomprimare în stadiul final a rezultat $\overline{N}_0 = 29\,600$ kg, efortul de întindere în bara cea mai solicitată, a tălpii superioare, sub încărcările de exploatare, fiind :

$$T = 52\,000 - 29\,600 = 22\,400 \text{ kg},$$

respectiv un efort unitar de întindere de circa 990 kg/cm^2.

Mărimea deformațiilor calculate cu ajutorul relațiilor de lucru mecanic virtual $\left(\text{de forma } f_c = \sum \frac{N\,nl}{Ea}\right)$, în ipoteza unor articulații perfecte în nodurile fermei, a rezultat :

— contrasăgeata la precomprimare $fc_1 = 75{,}8$ mm ;

— deformația fermei sub încărcările de exploatare

$f = 126{,}5$ mm.

Stîlpii spațiali sînt formați din patru elemente (Ø 95/7) fără legături între ele ; distanța între țevi, la partea inferioară, pe direcția fermei, este de 1,50 m, distanța la partea superioară este de 1,35 m, egală cu dimensiunea secțiunii transversale a fermei în dreptul reazemului (fig. 6).

Prin alcătuire, stîlpul este încastrat în direcție paralelă cu ferma și articulat pe direcție perpendiculară. Articulația reazemului fermei în capul stîlpului este asigurată de un bulon cu piuliță, de înaltă rezistență. Stîlpul a fost calculat pentru încărcări verticale și orizontale pe ambele direcții precum și la eforturile provenite din moment de torsiune la nivelul învelitorii.

Tirantul este realizat din două elemente filetate în sens invers, unite printr-un manșon cu bucșe filetate. Piesele au fost confecționate din oțel OL 60 forjat cu filet pătrat.

Prin rotirea manșonului, se poate scurta tirantul cu 100 cm, ceea ce face posibilă ridicarea copertinei cu un unghi de 30°, ridicînd capătul consolei la cota solicitată de temă.

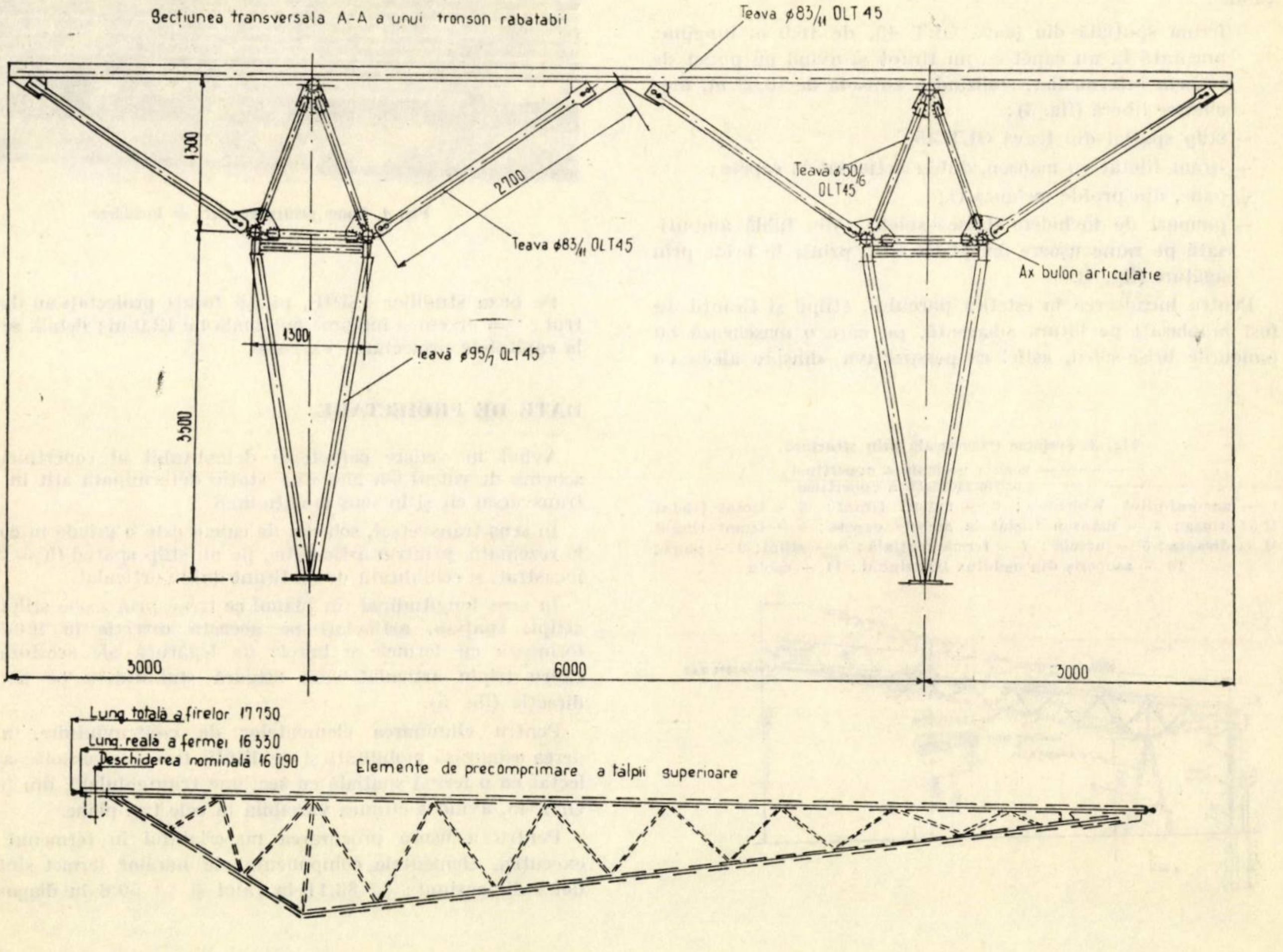
Ipotezele de încărcare care au stat la baza calculelor statice au fost acelea date de STAS 946/56 pentru sarcini climatice în regiunea București, rezultînd în nodurile fermei încărcări concentrate egale cu 1,4 t (ipoteza cea mai defavorabilă).

Efortul din tirant rezultat din calcul este de 25 t. Acest efort a stat la baza dimensionării pilotului tip Wolfsholtz cu Ø 40 și fișe activă de 10,40 m. Pentru verificarea capacității portante a piloților s-au efectuat probe de smulgere sub o forță maximă de 40 t, corespunzătoare forței de calcul de 25 t multiplicată cu un coeficient de siguranță $\eta = 1{,}6$ (fig. 7). La forța de 25 t deplasările piloților au fost în limitele admisibile (1,56 - 2,09 cm).

DATE PRIVIND EXECUȚIA

Confecțiile metalice s-au executat în cadrul atelierelor de construcții metalice APAL ale Ministerului Minelor în 45 zile. Montajul pieselor metalice și confecțiilor s-a realizat în 10 zile. Execuția piloților forați Wolfsholtz s-a făcut de către ICHF (Intreprinderea Construcții Hidrotehnice-Foraje) în 12 zile, asistența tehnică pentru acest capitol fiind asigurată de cadre de specialitate de la ISPIF.

Pretensionarea fasciculelor s-a făcut de către INCERC cu ajutorul unei instalații de pretensionare de 30 t și o pompă manuală de înaltă presiune.



Secțiunea transversala A-A a unui tronson rabatabil
Teava ø83/11 OLT 45
1300
2700
Teavă ø50/6 OLT45
Teava ø83/11 OLT45
Ax bulon articulatie
1500
Teavă ø95/7 OLT45
3500
3000
6000
3000
Lung. totală a firelor 17750
Lung. reală a fermei 16550
Deschiderea nominală 16090
Elemente de precomprimare a tălpii superioare

Fig. 5. Secțiune transversală a unui tronson rabatabil și schema de precomprimare a tălpii superioare

— Fascicul pentru precomprimare, un fascicul de 12 ∅ 5 SBP
— Ancoraj la ambele capete tip inel-con INCERC
— Forță de control 30 000 kg

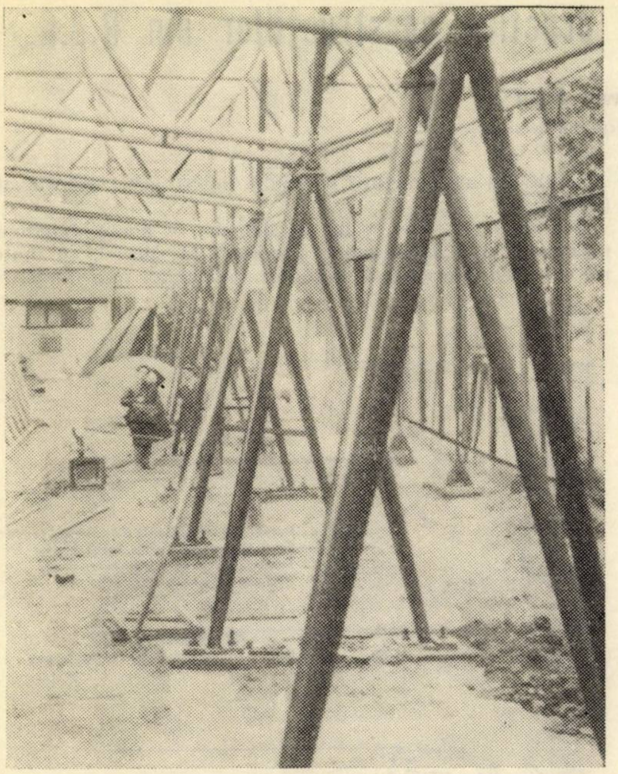


Fig. 6. Stîlpi spaţiali

Încercarea fermei

La solicitarea proiectantului, INCERC a efectuat încercarea unei ferme.

Încercarea s-a desfăşurat în două etape. În prima etapă — corespunzătoare precomprimării — s-au măsurat contrasăgeata la vîrful fermei (capătul consolei) şi scurtarea tălpii superioare pe o lungime de 5 × 1,64 m.

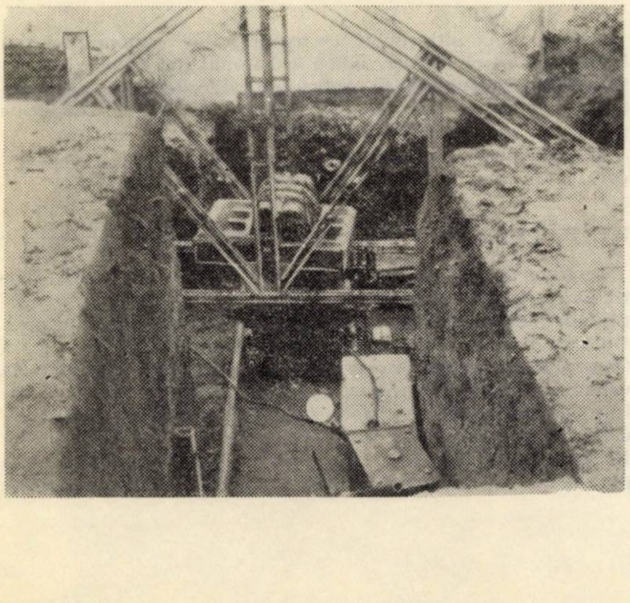
Măsurătorile s-au efectuat cu comparatoare cu fir (1/10 mm).

Etapa a doua a constat din încărcarea fermei precomprimate cu o sarcină de o tonă aplicată la capătul consolei, realizată dintr-un platan de 158 kg şi greutăţi de 100 kg de fontă.

În această etapă, s-au măsurat, tot cu comparatoare cu fir, următoarele :

- săgeata la capătul consolei ;
- alungirea tirantului ;
- tasarea la rezemarea pe stîlp.

Fig. 7. Instalaţia de smulgere a pilotului în timpul încercării



Valorile deformaţiilor măsurate la precomprimare au fost :

— contrasăgeata la capătul consolei, $f_{c_2} = 60{,}3$ mm ;

— scurtarea tălpii superioare, pe lungimea a cinci panouri de cîte 1,64 m, $\Delta\ l_2 = 3{,}55$ mm.

Mărimea săgeţii efective la capătul consolei, măsurată la încărcarea cu sarcina de 1 t la capătul consolei, a fost

$$f_{k_2} = 31{,}8 \text{ mm.}$$

Această valoare a rezultat ca urmare a aplicării corecţiei corespunzătoare alungirii tirantului de la capătul opus $\Delta l_t = 0{,}65$ mm.

Tasarea fermei la rezemarea pe stîlp a fost de ordinul 0,015 mm, deci neglijabilă.

Săgeata de calcul la capătul consolei, determinată în aceeaşi ipoteză ca mai sus, a rezultat

$$-\ f_{k_1} = 42{,}2 \text{ mm.}$$

Din datele prezentate rezultă că deformaţiile măsurate sînt mai reduse decît cele de calcul în proporţiile următoare :

$$f_{c_2}/f_{c_1} = 60{,}3/75{,}8 = 0{,}80$$

$$\Delta l_2/\Delta l_1 = 3{,}55/4{,}5 = 0{,}79$$

$$f_{k_2}/f_{k_1} = 31{,}8/42{,}2 = 0{,}755.$$

Această reducere se poate explica prin abaterile la dimensiuni ale ţevilor (conform STAS 404-59, abaterile la execuţia ţevilor pot ajunge la + 1 % la diametru şi + 12,5 % la grosimea peretelui) şi prin existenţa unor îmbinări relativ rigide, prin sudarea barelor în nodurile fermei (faţă de articulaţiile perfecte considerate în calcul).

În concluzie se constată că modul de calcul utilizat este acoperitor, în ceea ce priveşte mărimea deformaţiilor.

DATE ECONOMICE

În ceea ce priveşte consumul de materiale puse efectiv în operă, din evidenţa şantierului, rezultă :

— beton B 200 în piloţi tip Wolfsholtz (total) = 30 m^3

— beton simplu B 110 în fundaţii (total) 58 m^3

— confecţii metalice în ferme, stîlpi, tiranţi, panouri de închidere etc. (pentru 1 tronson) 6,400 t

— oţel beton în piloţi foraţi (per buc) 0,326 t.

Raportat la unitatea de suprafaţă rezultă :

beton B - 200 în piloţi = 0,03 m^3/m^2
beton B 110 fundaţii simple = 0,058 m^3/m^2
confecţii metalice = 32 kg/m^2
oţel beton OL 38 în piloţi = 3,26 kg/m^2.

După cum s-a mai amintit, s-a prevăzut utilizarea a numai două tipuri de ţevi, în scopul de a facilita procurarea materialelor livrate din disponibilul uzinei — lucrarea nefiind planificată a se executa în anul respectiv. În consecinţă unele bare sînt supradimensionate.

★

Construcţia realizată — o noutate în ţara noastră prin utilizarea unor elemente portante spaţiale, cu secţiunea triunghiulară, din ţevi metalice sudate, precomprimate — s-a dovedit a fi corespunzătoare, în condiţiile dificile impuse de tematică. Se consideră că merită a fi reţinute şi pentru alte tipuri de construcţii, atît ideea folosirii fermelor spaţiale, cît şi aceea a precomprimării structurilor metalice, care în unele situaţii pot constitui soluţii foarte avantajoase.

Metode de încercare nedistructivă în practica construcţiilor din R.D.G.

Prof. dr. Erwin Pohl
Institutul de construcţii din Leipzig

În centrul problemelor practicii construcţiilor din R.D.G. stă lupta pentru îndeplinirea planului şi în acelaşi timp pentru îmbunătăţirea calităţii lucrărilor. Ambele probleme sînt strîns legate una de cealaltă. Aceste sarcini par simple, dar ele presupun, pentru industria de construcţii, ca începînd cu cercetarea şi terminînd cu introducerea în practică, să se lucreze fără greşeală.

În ultimii 10 ani noi am efectuat numeroase cercetări şi încercări pe şantiere sau în cadrul reconstrucţiei industriei noastre. A rezultat deosebit de clar că există un risc foarte mare de a admite că o lucrare este lipsită de defecte, fără a-i face verificarea corespunzătoare. Din aceste motive, în prelegeri, conferinţe internaţionale, comunicări ştiinţifice sau cursuri, am insistat totdeauna asupra faptului că trebuie să ne concentrăm eforturile pentru a găsi drumul de aplicare în practică a metodelor de încercare nedistructivă. Scopul activităţii noastre, atingerea celei mai înalte calităţi cu un cost cît mai redus, cere introducerea acestor metode raţionale de lucru. Rezultă deci importanţa cunoaşterii de către proiectant, executant, inspecţia de stat în construcţii şi reprezentantul beneficiarului construcţiei, a posibilităţilor şi limitelor de aplicare a metodelor nedistructive de încercare, în vederea bunei cunoaşteri a materialelor din construcţie [1].

Pentru a ilustra cît de diferite sînt sarcinile practice şi ce succese s-au obţinut prin introducerea metodelor nedistructive de încercare în R.D.G., sînt date cîteva exemple.

1. METODA DE REZONANŢĂ

Această metodă este destinată măsurătorilor de laborator. În epruvete, de formă geometrică simplă, se excită vibraţii proprii, astfel încît să se formeze unde staţionare (fig. 1). Se determină frecvenţa de rezonanţă pentru vibraţiile longitudinale, de încovoiere sau de torsiune. Cunoscînd forma geometrică şi masa epruvetei, se poate calcula, din frecvenţa de rezonanţă, modulul de elasticitate sau modulul de lunecare dinamic, conform relaţiei :

$$E_d \text{ sau } G_d = a\nu^2$$

unde

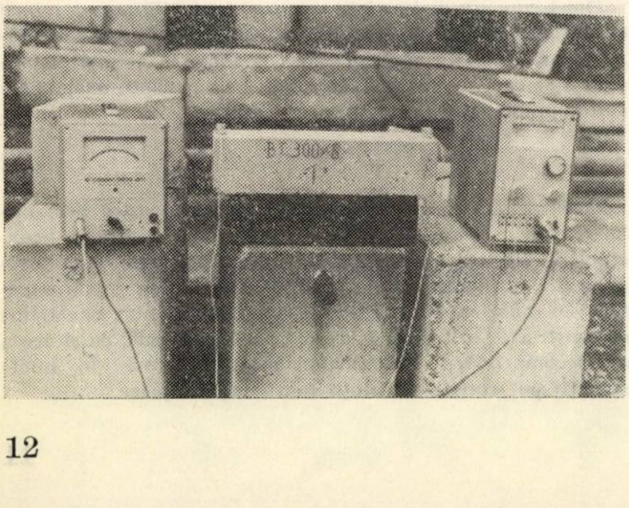
ν este frecvenţa de rezonanţă

a — pentru vibraţii longitudinale şi de torsiune : $a = \frac{4l^2\rho R}{k^2}$

a — pentru vibraţii de încovoiere $a = \frac{64\, ml^3}{(2k+l)^4\pi^2 I}$

l — lungimea epruvetei
ρ — densitatea epruvetei
k — ordinul armonicii
R — factorul de corecţie
I — momentul de inerţie
m — masa epruvetei.

Fig. 1. Schemă de măsurare a frecvenţei de rezonanţă (generator de J. F. voltmetru electronic, transductoare electroacustice)



Modificări ale structurii betonului pot fi astfel determinate (tabela 1).

Pentru diferite compoziţii de betoane se poate determina rezistenţa la îngheţ-dezgheţ. Cercetăm în special, cu ajutorul metodei de rezonanţă, acţiunea fracţiunilor fine şi a antrenorilor de aer din beton, asupra rezistenţei la îngheţ-dezgheţ (fig. 2). În acest fel se obţin recomandări preţioase pentru construcţia barajelor.

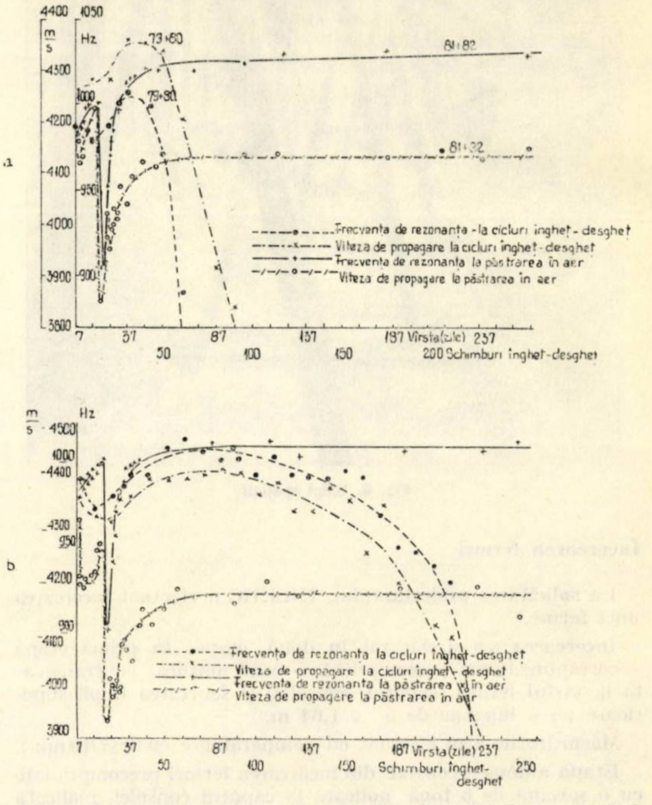


Fig. 2. Dependenţa vitezei de propagare şi a frecvenţei de rezonanţă de numărul de cicluri îngheţ-dezgheţ
a) cu agregat fin 0 - 0,2 mm fără adaos
b) fără agregat fin cu adaos.

2. METODA ULTRASONICĂ

Încercarea cu ultrasunete are avantajul de a putea fi folosită la măsurători pe şantier, adică la betonul pus în operă. Emiţătorul şi receptorul se aplică pe diferite feţe ale probei, de obicei pe feţe opuse. Se măsoară în general timpul de propagare al impulsului ultrasonic.

În continuare sînt prezentate unele probleme speciale pe care le-am avut de rezolvat în practica construcţiilor.

2.1. Determinarea întinderii fisurilor

La o construcţie glisată au apărut fisuri în antrenarea continuă a cofrajului alunecător, ca urmare a întreruperilor în operaţia de betonare (viteza de ridicare era de circa 15 cm pe oră). Datorită întăririi rapide a betonului, în timpul betonării de vară (temperatura aerului era peste 20°C), apăruseră degradări ca urmare a forţelor de frecare mari, născute între perete şi cofraj, adică deveniseră vizibile porţiuni verticale şi orizontale delimitate prin fisuri, a căror înclinare era în general de la 10° pînă la 20° faţă de orizontală şi a căror deschidere ajungea pînă la 5 cm. Trebuia arătat dacă fisurile sînt pătrunse sau nu.

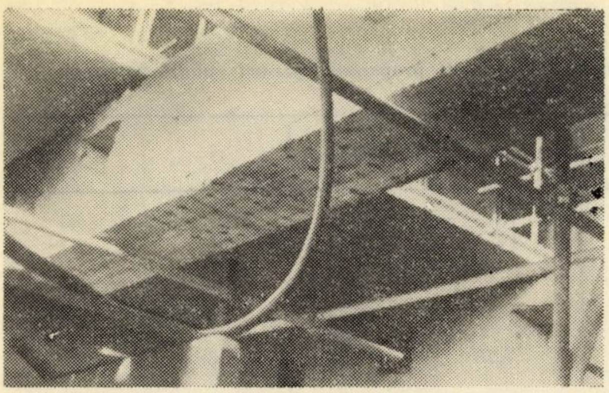


Fig. 3. Distribuția punctelor de încercare în partea inferioară a grinzilor suport

A fost efectuată încercarea a două grinzi (fig. 3). Cu ajutorul metodei ultrasonice s-a făcut delimitarea zonelor cu defecte prin comparația intensității ultrasonice care străbate elementul. În timpul acestor încercări grosimea de beton străbătută și condițiile de cuplaj au fost constante. După cum rezultă din figura 4, pe baza acestor rezultate, s-au putut face executantului recomandări importante pentru măsurile de remediere ce urmează a fi adoptate.

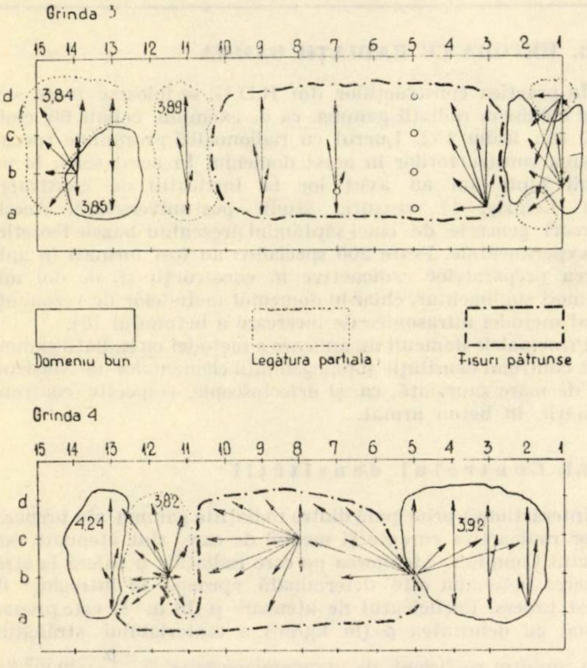


Fig. 4. Distribuția și limitele fisurilor pe două grinzi suport (Săgețile arată direcțiile în care s-au făcut măsurătorile)

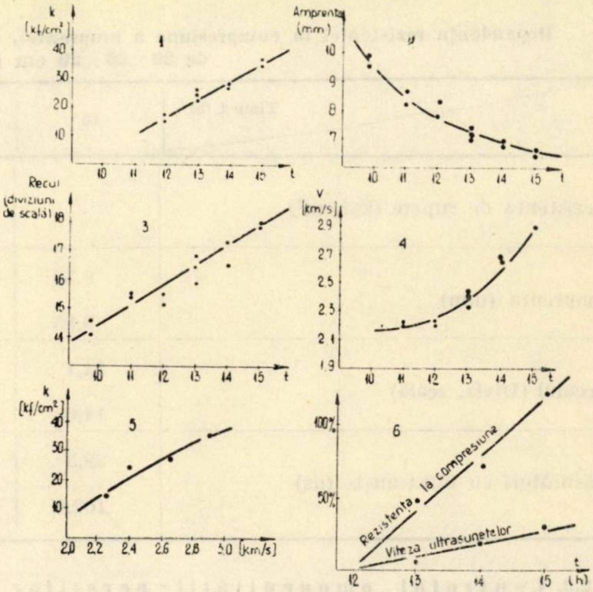


Fig. 5. Dependența:

1 — rezistenței la compresiune; 2 — amprentei; 3 — a reculului; 4 — a vitezei de propagare de vîrstă (în ore); 5 — dependența rezistență la compresiune — viteză de propagare; 6 — creșterea procentuală a rezistenței la compresiune și a vitezei de propagare, în raport cu valorile inițiale în funcție de vîrstă (în ore)

2.2. Controlul rezistenței la compresiune

La un turn de răcire, construcție glisantă, betonul trebuia să aibă, la 10-12 ore de la ieșirea din cofrajul alunecător, o rezistență la compresiune de 25 kgf/cm². Acest lucru a fost încercat de noi prin diferite metode (tabela 2, fig. 5). Încercările cu ultrasunete au arătat că are loc o modificare a vitezei de propagare a ultrasunetului, în funcție de timp, în betonul proaspăt, la 11-12 ore de la turnare. Această modificare a pantei în corelația rezistență la compresiune - viteză de propagare a impulsului conduce la concluzia că fenomenele de întărire a betonului intră într-o nouă fază. Constructorului i-a fost creată posibilitatea să regleze viteza cu care este tras cofrajul alunecător, în funcție de rezultatele măsurătorilor cu ultrasunete, care au constituit un mijloc de supraveghere și control.

Tabela 1

Variația modulului de elasticitate și a modulului de lunecare (E_d și G_d) cu vîrsta. (Frecvența de rezonanță a vibrațiilor longitudinale, de torsiune și de încovoiere). Comparație cu metoda ultrasonică

Tipul betonului	Vîrsta (zile)	Densitatea (kg/m³)	Frecvența de rezonanță			Viteza m/s	E_d			G_d	Coef. Poisson μ
			ν_L	ν_{Tr}	V_B (Hz)		Long.	Incov.	Impuls.		
BT 450	35	1 760	3 895	2 270	1 645	3 330	174 000	165 000	178 000	69 800	0,24
	48	1 740	3 880	2 280	1 635	3 400	171 000	161 000	177 000	69 600	0,20
	93	1 750	3 890	2 270	1 650	3 330	172 000	165 000	176 000	69 700	0,21
	134	1 720	3 890	2 260	1 640	3 270	170 000	161 000	175 000	67 900	0,22
BT 300	33	1 650	3 710	2 185	1 610	3 140	148 000	148 000	146 000	61 000	0,21
	45	1 640	3 735	2 190	1 615	3 120	149 000	148 000	147 000	62 000	0,20
	90	1 620	3 720	2 190	1 610	3 100	146 000	145 000	140 000	59 700	0,22
	131	1 610	3 710	2 180	1 605	3 080	144 000	144 000	141 000	58 200	0,22
BS 300	28	1 680	4 240	2 440	1 820	3 430	197 000	193 000	182 000	77 000	0,26
	39	1 670	4 250	2 475	1 820	3 520	197 000	192 000	180 000	79 000	0,25
	86	1 660	4 270	2 430	1 835	3 460	198 000	194 000	154 000	76 000	0,27
	127	1 650	4 270	2 455	1 825	3 470	195 000	189 000	160 000	76 000	0,27

Tabela 2

Dependența rezistenței la compresiune a amprentei, a reculului și a vitezei de propagare, pentru cuburi de beton de 20 × 20 × 20 cm (de vîrstă 10 pînă la 15 ore)

Timp t (h)	10	11	12	13	14	15
Rezistența de rupere (kgf/cm²)			15 17	22 25 24	27 28	35 37
Amprenta (mm)	9,39 9,85	8,73 8,15	8,29 7,78	7,39 7,14 7,22	6,83 6,88	6,58 6,44
Reculul (Diviz. scală)	14,1 14,6	15,45 15,35	15,45 15,10	16,88 15,80 16,40	16,5 17,3	18,00 17,95
Măsurători cu ultrasunete (μs)	89,3 102,0	88,6 89,0	90,3 87,7	82,4 82,1 86,4	74,7 75,3	69,2

2.3. Controlul omogenității pereților protectori la radiații

În protecția contra radiațiilor la reactoarele nucleare, omogenitatea betonului pus în operă joacă un rol important. Pereții protectori contra radiațiilor au fost încercați cu ultrasunete pentru determinarea uniformității densității și a existenței cuiburilor sau altor defecte de turnare. În acest scop s-a ales o rețea de puncte de măsură, cu latura 20 × 20 cm, pe cele două fețe opuse ale pereților. Controlul timpului de propagare, respectiv comportarea lui, a dat indicații privind omogenitatea, pe grosimi de beton, ajungînd pînă la 300 cm. Defectele găsite cu ajutorul încercărilor cu ultrasunete au fost delimitate și corectate prin injectare. După aplicarea măsurilor de remediere, pereții au fost din nou încercați (fig. 6).

În numeroase cazuri s-a efectuat și controlul rezistenței la compresiune a betonului pus în lucrare, prin folosirea corpurilor de probă sau a carotelor ce aveau aceeași compoziție cu betonul turnat în lucrare. Ca relații experimentale au fost folosite :

$$R = k\,v^4$$

$$R = a\,e^{bv}$$

unde :

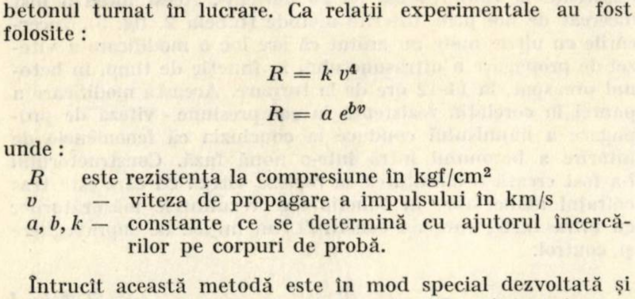
R este rezistența la compresiune în kgf/cm²

v — viteza de propagare a impulsului în km/s

a, b, k — constante ce se determină cu ajutorul încercărilor pe corpuri de probă.

Întrucît această metodă este în mod special dezvoltată și aplicată în practică în Republica Socialistă România, prin grupa de lucru a dr. Făcăoaru ([2], [3], [4]), nu aș dori să intru acum în alte detalii.

Fig. 6. Incercarea cu ultrasunete a omogenității pereților protectori de radiații (rețea 20 × 20 cm – pereți îmbrăcați în oțel)



3. METODA CU RADIAȚII GAMMA

În practica construcțiilor din R.D.G. se folosesc toate sursele închise de radiații gamma, ca de exemplu cobalt 60, cesiu 137 sau iridiu 192. Lucrul cu radionuclizi presupune specializarea constructorilor în acest domeniu. În acest scop, în ultimii șapte ani au avut loc la Institutul de construcții din Leipzig, 17 cursuri, studii postuniversitare. Aceste cursuri generale de cinci săptămîni prezentau bazele teoretice și experimentale. Peste 200 specialiști au fost formați în aplicarea preparatelor radioactive în construcții și, de doi ani, în mod suplimentar, chiar în domeniul metodelor de rezonanță și al metodei ultrasonice de încercare a betonului [6].

Principalele domenii de aplicare a metodei cu radiații gamma sînt controlul densității și omogenității elementelor de construcție de mare suprafață, ca și defectoscopia, respectiv controlul armării, în beton armat.

3.1. Controlul densității

Interacțiunea principală dintre radiațiile gamma ale preparatelor radioactive curente și mediul de care sînt atenuate este efectul Compton. Atenuarea pe care radiațiile o suferă la străbaterea betonului este determinată aproape în întregime de acest proces. Coeficientul de atenuare μ (în m^{-1}) este proporțional cu densitatea ρ (în kg/m³) a materialului străbătut. Așa-numitul coeficient de atenuare masic $\mu' = \frac{\mu}{\rho}$ (în m²/kg) poate fi luat cu o bună aproximație, pentru o anumită radiație, drept constant. Avem deci pentru atenuare relația :

$$\frac{Z}{Z_0} = B\,e^{-\frac{\mu}{\rho}(\rho d)}$$

în care :

Z este viteza de numărare după străbaterea materialului de grosime d

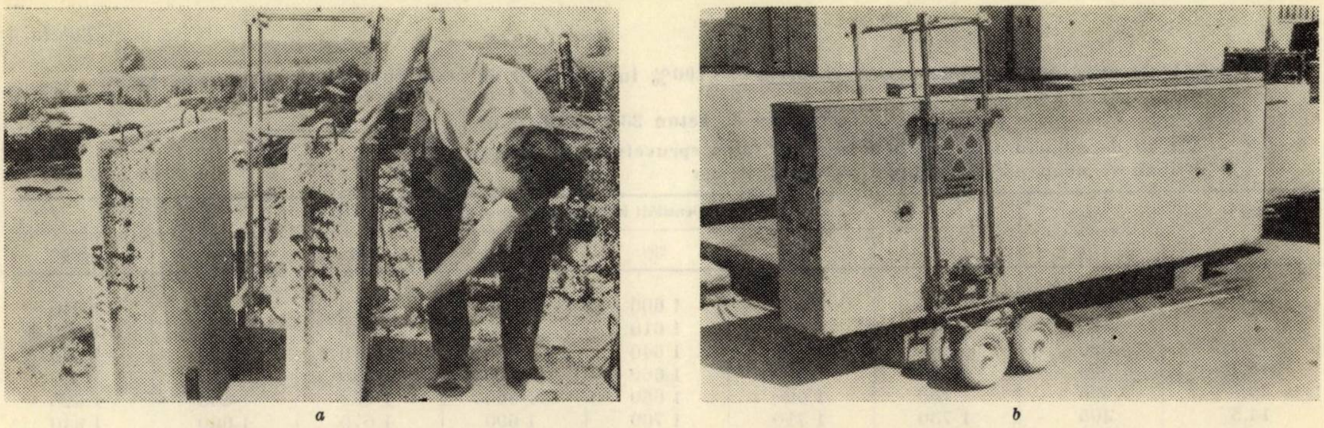
Z_0 — viteza de numărare în aer

B — factorul de geometrie, ce depinde de geometria dispozitivului de măsurare

ρd — masa superficială în kg/m².

La realizarea dispozitivului de măsurare trebuie acordată atenție faptului că geometria (distanța sursă-detector și poziția reciprocă a celor două) în timpul măsurătorilor să rămînă neschimbată. Iradierea se face cu fascicule largi (unghiul de deschidere mai mare de 60°). După datele problemei se folosesc dispozitive portabile sau transportabile (fig. 7 a,b).

Activitatea surselor (cele mai multe cobalt 60 sau cesiu 137) se alege astfel ca în două minute, timp de măsurare, să se poată număra cel puțin 10 000 impulsuri. Din motive de protecție contra radiațiilor, se recomandă să fie păstrată acti-



Fif. 7. Schemă de măsurare pentru controlul densității elementelor de construcție de suprafață mare cu radiații gamma
a) dispozitiv de măsurare portabil; b) dispozitiv de măsurare transportabil

vitatea cît mai scăzută posibil. După masa superficială ce se încearcă, se recomandă următoarele activități:

masa superficială probabilă (kg/m²)	activitatea în m Ci Cobalt 60	Cesiu 137
50...250	0,3... 1	1... 5
250...400	1... 3	5...15
400...800	3...10	15...50.

Ca detector de radiații se folosește un contor declanșabil. Distanța sursă-detector poate fi cuprinsă, după necesități, între 25 și 40 cm.

Stabilirea curbei de calibrare. Pentru fiecare schemă de măsurare trebuie stabilită curba de calibrare. Acest lucru se realizează cu ajutorul unor corpuri de probă (de exemplu plăci de dimensiunile 40 × 40 × 4 cm) a căror densitate a fost determinată prin metoda cîntăririi cu o precizie de $\pm 2\%$. Se așază probele una după alta, în diferite combinații, în calea radiațiilor și se determină viteza de numărare pentru fiecare masă superficială străbătută.

Este avantajos cînd se dispune de circa 10 corpuri de probă de diferite densități (1 000 kg/m³ pînă la 2 400 kg/m³), care să fie folosite în 30 de combinații diferite.

Pentru a putea lua în considerare și radiațiile retroîmprăștiate, după cum se întîmplă în elementele de construcții cu suprafață mare, se fixează corpurile de probă în măști de 10×100×10 cm, după cum se vede în figura 8.

Înainte de măsurătoare (și pentru control și după măsurătoare), într-o zi de măsurare, trebuie determinată viteza de numărare, în condițiile absorbției aerului, cel puțin de trei ori, pentru a calcula valoarea medie Z_0.

Viteza de numărare Z, obținută pentru fiecare masă superficială străbătută, se împarte prin Z_0. Raportul $\frac{Z}{Z_0} \cdot 100$ (în procente) variază liniar în funcție de masa superficială (în kg/m²) corespunzătoare. Curba de calibrare se stabilește ca fiind curba valorilor medii ale punctelor de încercare (fig. 9 a).

Fig. 8. Fixarea plăcilor de probă în măști la stabilirea curbelor de calibrare

La controlul omogenității, încercările se fac într-o rețea de puncte, avînd latura cuprinsă între 10×10 cm și 50×50 cm, după pretențiile enunțate.

Pentru a putea aprecia măsurătorile din punct de vedere statistic, se cer:

pe suprafețe pînă la 5 m² minimum 50 puncte
pe „ peste 5 m² „ 80 puncte.

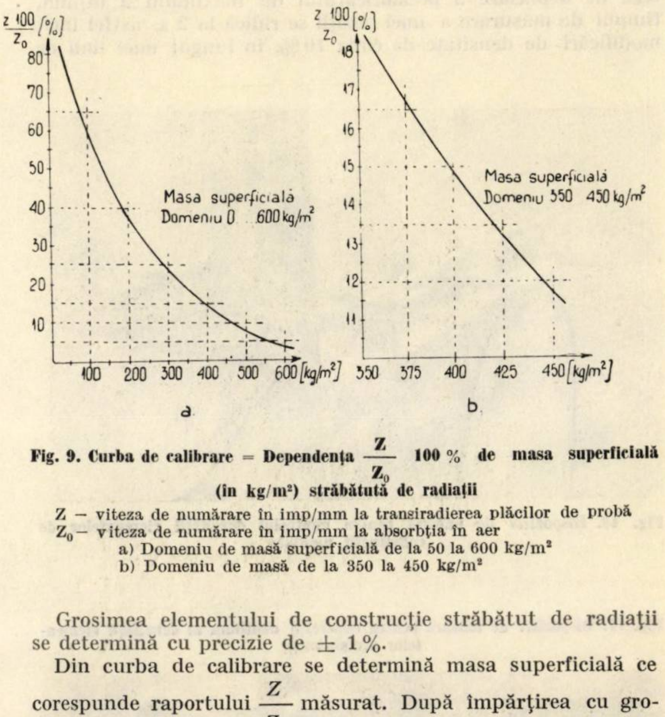


Fig. 9. Curba de calibrare = Dependența $\frac{Z}{Z_0}$ 100 % de masa superficială (in kg/m²) străbătută de radiații

Z – viteza de numărare în imp/mm la transiradierea plăcilor de probă
Z_0 – viteza de numărare în imp/mm la absorbția în aer
a) Domeniu de masă superficială de la 50 la 600 kg/m²
b) Domeniu de masă de la 350 la 450 kg/m²

Grosimea elementului de construcție străbătut de radiații se determină cu precizie de $\pm 1\%$.

Din curba de calibrare se determină masa superficială ce corespunde raportului $\frac{Z}{Z_0}$ măsurat. După împărțirea cu grosimea de beton străbătută de radiații, rezultă densitatea.

Pentru măsurători în serie, pe elemente de construcție de același tip, calculele se pot simplifica și mai mult. Cu ajutorul curbei de calibrare se construiește pentru domeniul așteptat al masei superficiale (fig. 9 b), o tabelă (tab. 3). Cu ajutorul acesteia se poate determina densitatea ce corespunde unui anumit raport $\frac{Z}{Z_0}$ măsurat, în funcție de grosimea de beton străbătută de radiație.

Pentru măsurători pe elemente montate se utilizează schema de fixare a aparaturii dată în figura 10. După fixarea unui cadru cu șuruburi pe peretele de beton ce trebuie încercat, se fixează suporții pentru preparatul radioactiv și pentru detec-

Tabela 3

Valori ale densității în kg/m^3 pentru raportul $\frac{Z}{Z_0}$ 100% în domeniul de masă superficială 380...410 kg/m^2

(Grosimea de beton 234...236 mm)

Z — Viteza de numărare în imp/mm la străbaterea epruvetelor de radiații

Z_0 — Viteza de numărare în imp/mm absorbția în aer

$\frac{Z \cdot 100}{Z_0}$ (%)	Masa superficială (kg/m^2)	Densități kg/m^3 pentru grosimi de beton (mm)						
		234	236	238	240	242	244	246
16,0	380	1 620	1 610	1 600	1 580	1 570	1 560	1 540
15,7	385	1 640	1 630	1 610	1 600	1 590	1 580	1 560
15,4	390	1 660	1 650	1 640	1 620	1 610	1 600	1 580
15,1	395	1 680	1 670	1 660	1 640	1 630	1 620	1 600
14,8	400	1 700	1 690	1 680	1 660	1 650	1 640	1 620
14,5	405	1 730	1 710	1 700	1 690	1 670	1 660	1 640
14,2	410	1 750	1 730	1 720	1 710	1 690	1 680	1 670

tor, pe forma unui cadru. Fiecare poziție de măsurare durează 10 pînă la 30 minute. Pozițiile de măsurare trebuie să se afle în vecinătatea deschiderilor pentru uși sau ferestre.

Un dispozitiv de măsurare continuu a fost dezvoltat de K.Lemke și este destinat controlului continuu, la producerea elementelor de beton de suprafețe mari. Iradierea se face peste un colț (fig.11). Pentru obținerea rezultatelor optime trebuie îndeplinite următoarele condiții :

Grosimea de beton străbătută de radiații trebuie să fie de aproximativ 30 cm. La beton cu densități între 2 000 și 2 500 kg/m^3 și în cazul folosirii cobaltului 60 ca sursă de radiații, trebuie aleasă o activitate de aproximativ 100 mCi. La o viteză de deplasare a prefabricatului de maximum 2 m/min, timpul de măsurare a unei poziții se ridică la 2 s, astfel încît modificări de densitate de circa 10%, în lungul unei linii de măsurare de 20 cm, să mai poată fi detectate. Modificările de densitate înregistrate cu ajutorul unui inscriptor electronic sînt redate în figura 12.

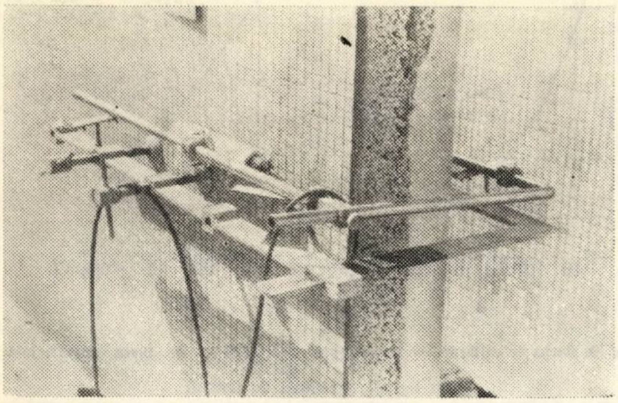
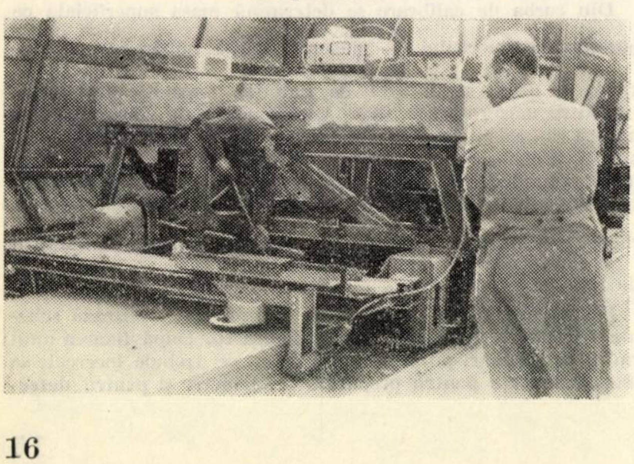


Fig. 10. Dispozitiv de măsură pentru controlul densității elementelor de construcții montate

Fig. 11. Dispozitiv de măsură pentru controlul continuu al densității elementelor prefabricate



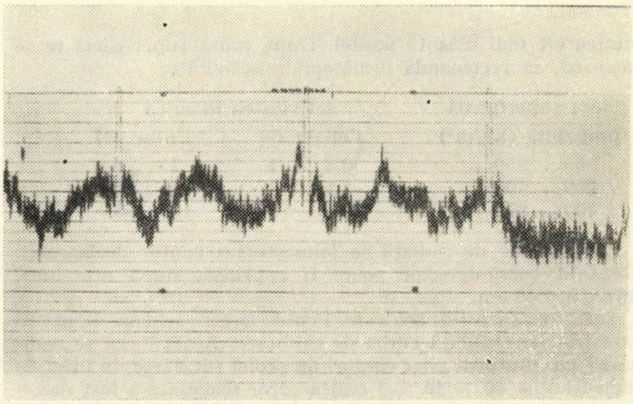


Fig. 12. Rezultate la controlul continuu al densității elementelor prefabricate

3.2. Încercarea betonului armat (defectoscopie)

Un domeniu principal de aplicare a transiradierii cu radiații gamma îl constituie încercarea betonului armat. Pot fi determinate poziția, numărul și cu aproximație dimensiunile armăturilor în beton. Pînă la grosimi de beton de 15 - 20 cm este posibilă de asemenea determinarea fisurilor ca și eventuala coroziune a armăturii.

Radiațiile care străbat probele de beton sînt detectate cu ajutorul filmelor. Se realizează astfel o gamagrafie. Filmele folosite de noi au dimensiunile 10 × 48 cm sau 24 × 30 cm. Timpul de expunere se alege astfel încît înnegrirea $S = \lg \frac{I_0}{I}$, în domeniul care interesează, să se afle cuprinsă între 0,7 și 1,5 (I_0 este intensitatea înaintea corpului de probă, iar I intensitatea în spatele corpului de probă). Timpul de expunere se determină pentru beton de densitate 2 000 pînă la 2 400 kg/m^3 cu ajutorul unei diagrame de expunere (fig.13). Pentru alte tipuri de film, îndeosebi pentru cele sensibile la radiații, trebuie construite alte diagrame de expunere. Trebuie ținut seamă de asemenea de activitatea sursei și de grosimea străbătută de radiații. Pentru scurtarea timpului de expunere se folosesc la grosimi de beton sub 20 cm folii întăritoare fluorescente cu un factor de multiplicare de 6 pînă la 8, iar la grosimi mari de beton, folii întăritoare de plumb cu un factor de multiplicare de 1,5 pînă la 2. Prin folosirea foliilor întăritoare calitatea imaginii (claritate și constrast) se reduce apreciabil.

Determinarea poziției și dimensiunilor armăturilor. Pentru a determina mai exact cu ajutorul radiațiilor gamma poziția și dimensiunile armăturii într-un element de beton armat, același film, fără a i se schimba poziția, este expus de două ori, între expuneri sursa fiind deplasată paralel cu filmul, pe o distanță de 10 pînă la 20 cm.

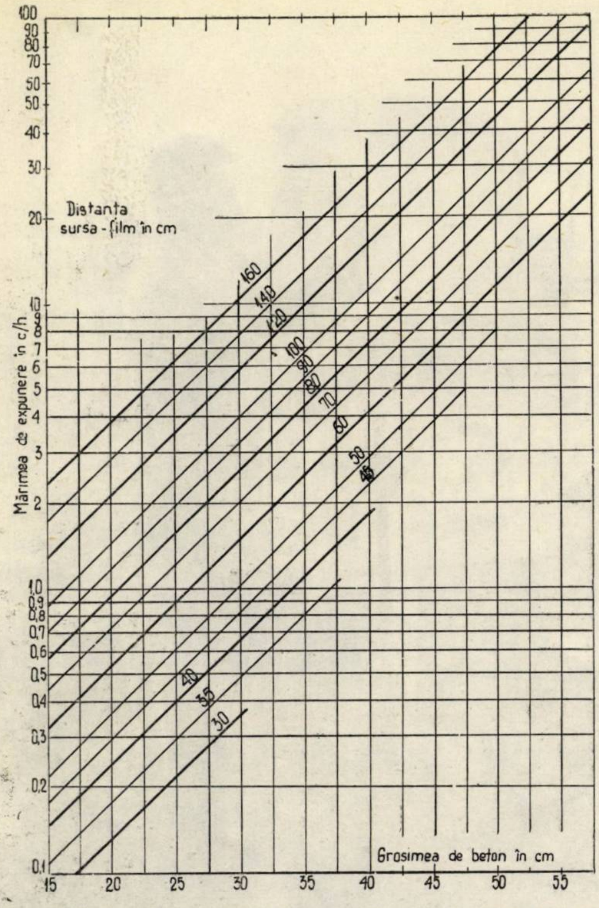


Fig. 13. Diagrama de expunere: Dependenţa mărimii de expunere (în Ci.h.) de grosimea de beton (în cm). Parametru: Distanţa sursă-film
Film ORWO – RF 63 – Cobalt 60
Folii intăritoare de plumb 0,15/0,15 mm
Densitatea betonului 2 000 – 2 390 kg/m³

Din cele două proiecţii centrale obţinute pe filmul dublu expus (fig.14), poate fi determinată atît acoperirea armăturii cît şi diametrul ei. Cu o bună aproximaţie, atunci cînd $d \gg b$, se poate scrie:

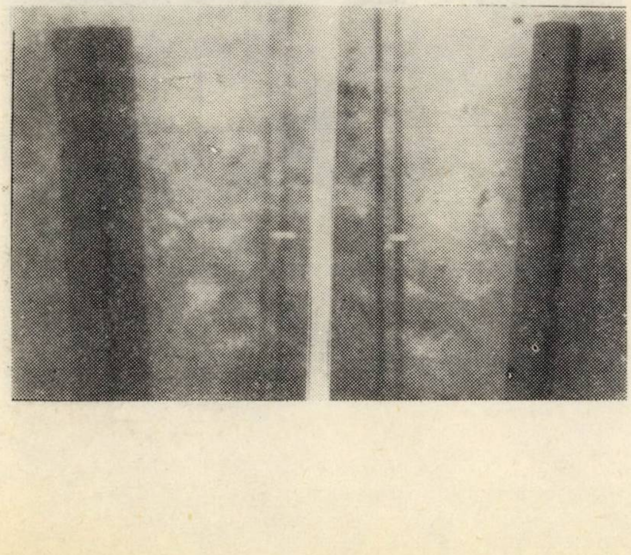
$$b = \frac{d\,V'}{V + V'}$$

$$D = \frac{d - b}{d}\,D'$$

în care:

b este distanţa armătură-film
d — distanţa sursă-film
V — deplasarea sursei

Fig. 14. Gamagrafie dublu expusă pentru determinarea exactă a diametrului şi acoperirii armăturii (stînga gamagrafie – dreapta röntgenografie)



V' — deplasarea imaginii armăturii pe film
D — diametrul armăturii
D' — diametrul imaginii armăturii pe film.

3.3. Aplicaţii în practica construcţiilor

Sînt prezentate unele probleme ale practicii construcţiilor, rezolvate cu succes.

3.3.1. Încercarea unui planşeu de beton armat

În cadrul reconstrucţiei unei întreprinderi se destinase unui planşeu o încărcare mai mare. Planurile de armare pentru placă, grinzi şi stîlpi au fost pierdute în timpul războiului. Trebuia să-i fie puse la dispoziţie proiectantului date de calcul. În acest scop era necesar să se determine cantitatea, poziţia şi diametrul armăturilor în diferitele elemente de construcţie. În figura 15 se arată rezultatele unor iradieri cu radiaţii gamma. S-a lucrat cu un preparat de cobalt 60 de activitate 10 Ci. Grosimea de beton a fost de 32 cm, iar distanţa dintre sursă şi film de 160 cm. Din diagrama de expunere (fig. 13) se citeşte mărimea de expunere 12,5 Ci.r. (curii-ore). Din aceasta rezultă pentru o sursă de 10 Ci un timp de expunere de 75 minute. Ca urmare a distanţei mari sursă-film se poate lua imaginea unei suprafeţe de aproximativ 1,4 × 1,4 m². Gamagrafiile au fost efectuate după încheierea timpului de lucru, astfel încît protecţia contra radiaţiilor nu a ridicat probleme speciale.

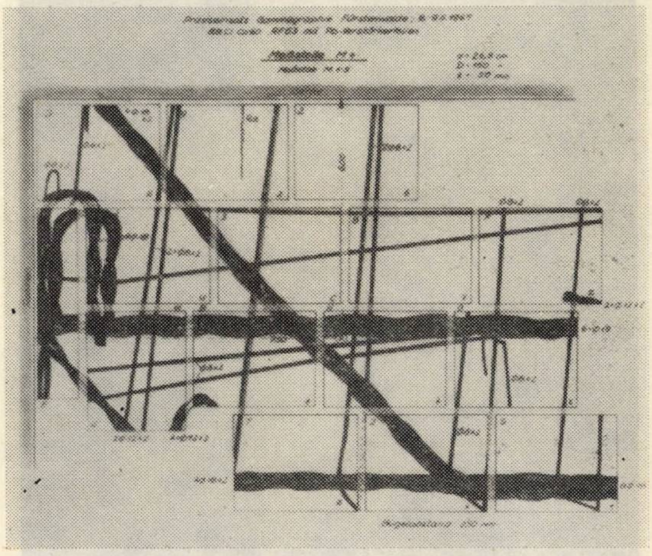


Fig. 15. Rezultatele gamagrafiei unui cadru. Diametrul armăturii este obţinut cu precizie de ± 2 mm

3.3.2. Încercarea rosturilor

O dată cu creşterea volumului de construcţii-montaj, trebuie acordată o atenţie deosebită folosirii elementelor prefabricate de beton armat care în condiţii de şantier trebuie să fie uşor executabile. Prin crearea rosturilor subţiri de compresiune este creată posibilitatea de a se transmite mari eforturi de compresiune. Întrucît execuţia acestor rosturi prezintă încă dificultăţi, o verificare suplimentară pare importantă. Din această cauză, pe un mare şantier, au fost efectuate radiografiile unui mare număr de asemenea rosturi, puternic solicitate. Pentru o grosime de beton pînă la 20 cm a fost suficientă o instalaţie röntgen de 100 kV. La o distanţă focar-film de 40 cm, un curent de încălzire de 5 mA şi o tensiune de accelerare de 100 kV, a fost utilizat un timp de expunere de 15 minute. Cu această ocazie s-a folosit un film ORWO RF-31 cu folii fluorescente. Faţă de radiaţiile gamma, lucrul cu radiaţii röntgen are avantajul de a asigura o calitate a imaginii sensibil mai bună. Pe radiografii (fig.16) au putut fi identificate, la toate rosturile, fisurile de contracţie.

3.4. Cercetări de fundaţii

Cu ajutorul radiaţiilor gamma este posibil să se determine nedistructiv densitatea în stare umedă a pămîntului. În acest scop se întrebuinţează sonde de adîncime, sonde furculiţă şi sonde de suprafaţă (fig. 17 a, b).

Sondele de adîncime. Determinarea se bazează pe măsurarea radiaţiei împrăştiate. Se poate măsura densitatea în agregate afînate sau în alte materiale pămîntoase granulate, pe o adîncime între 20 cm şi 500 cm. Pentru adîncimi mai mari (pînă la 25 m) trebuie efectuate găuri. Bucăţile de tub, din care fiecare are o lungime de 1 m, sînt montate şi înşurubate una după alta. Diametrul tubului este de 36 mm. Contorul şi sursa (pînă la 5 mCi cobalt-60) sînt fixate la o distanţă de 28 cm într-un cap de măsurare, iar între ei se află un cilindru de plumb cu rol de ecran. În timpul transportului, sursa se află în interiorul unui conteiner protector. Viteza de numărare Z în timp/min, obţinută la diferite adîncimi, se împarte prin viteza de numărare Z_0, obţinută la o măsurătoare în apă. Dintr-o curbă de calibrare se poate determina, pe baza raportului $\frac{Z}{Z_0}$ măsurat, densitatea corespunzătoare. Curba de calibrare se obţine prin măsurători comparative cu metodele clasice. În figura 18 se arată rezultatele variaţiei densităţii în stare umedă, cu adîncimea, în două locuri de măsurare diferite.

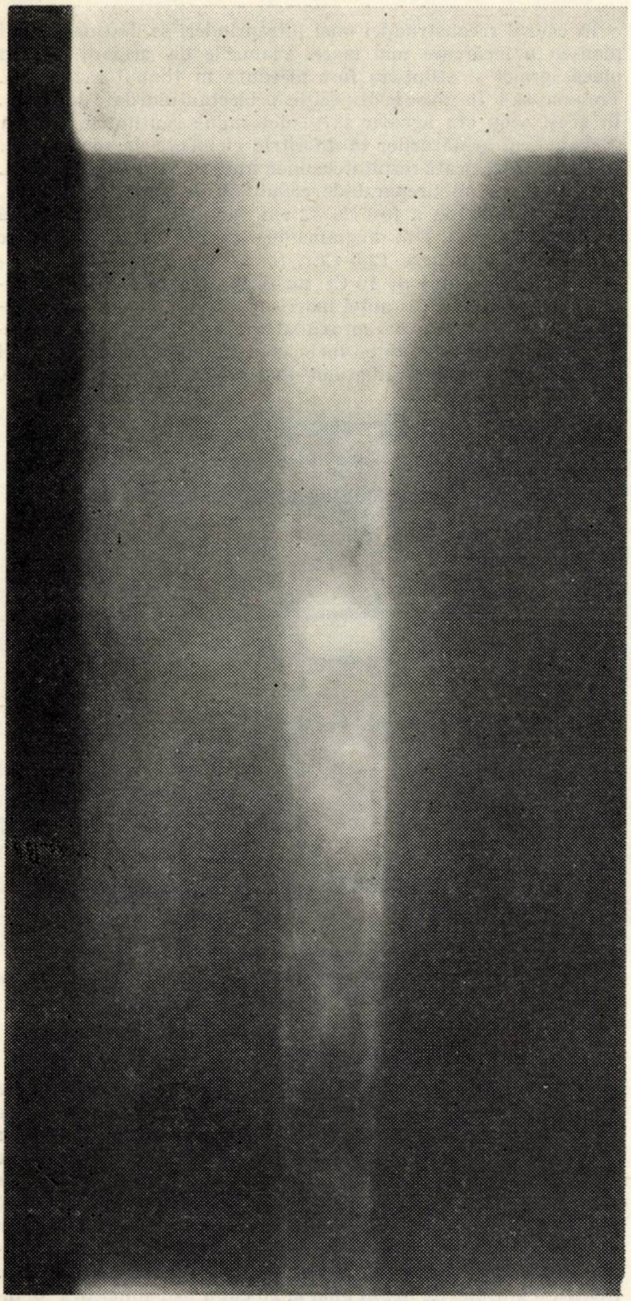
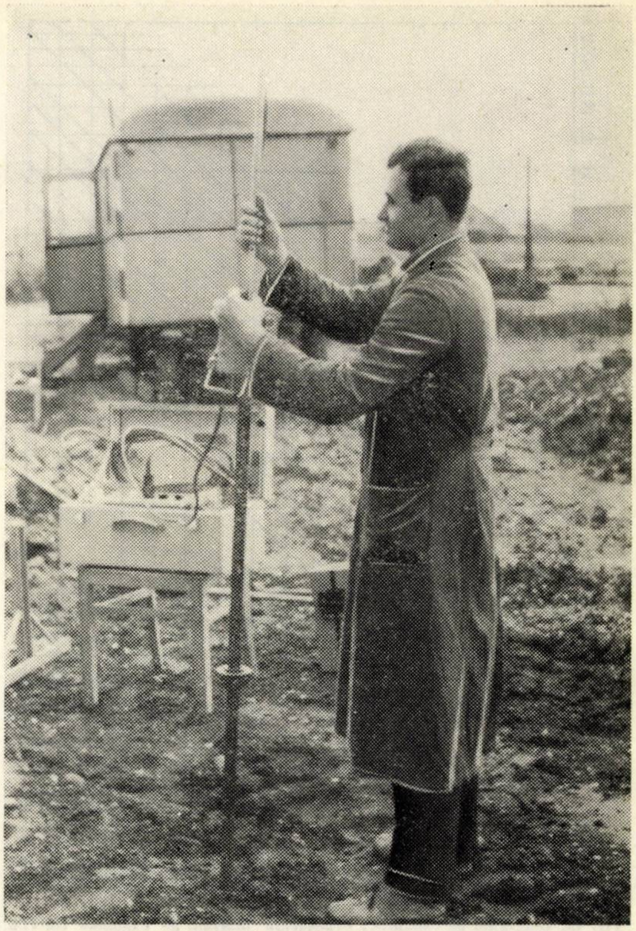


Fig. 16. Röntgenografia unui rost de compresiune. Se recunosc defecte şi fisuri de contracţie



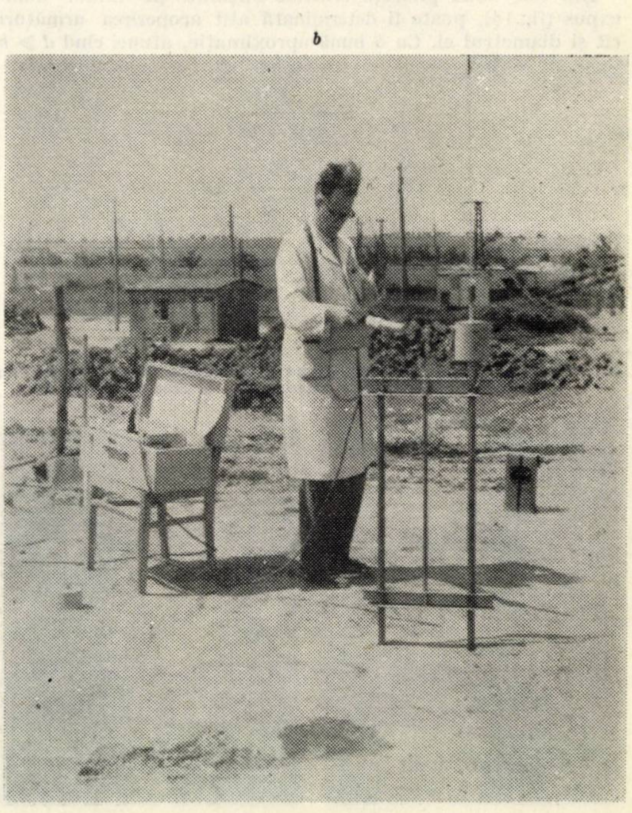
a

Fig. 17. Măsurarea densităţii terenurilor de fundaţie în stare umedă

a) sondă de adîncime cu conteiner protector

b) sondă furculiţă cu conteiner protector

b



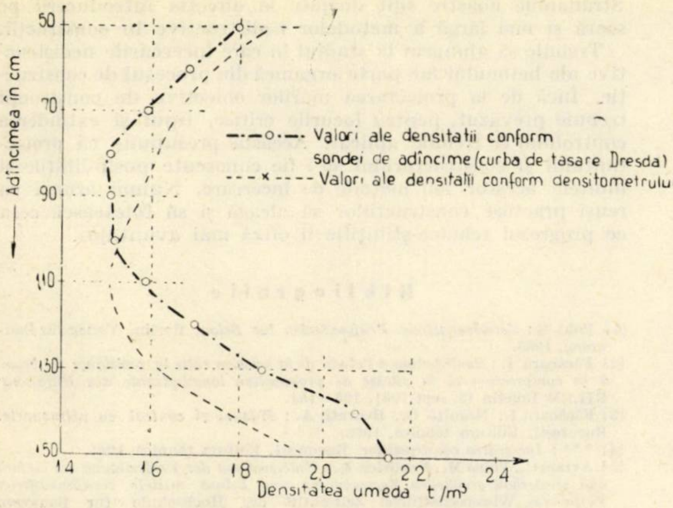


Fig.18. Variația densității în stare umedă cu adincimea (comparație sondă de adincime – densitometru)

Sonda furculiță. Principiul de lucru al sondei furculiță se bazează pe atenuarea radiațiilor directe. Două brațe ale sondei legate rigid unul de celălalt și situate la o distanță de 30 pînă la 40 cm asigură geometria constantă a ansamblului sursă-detector. Sonda este indicată pentru măsurători la adîncimi de la 20 pînă la 70 cm. Ca sursă de radiații este suficient, ca și în cazul sondei de adîncime, un preparat de cobalt 60 de activitate cuprinsă între 3 și 5 mCi.

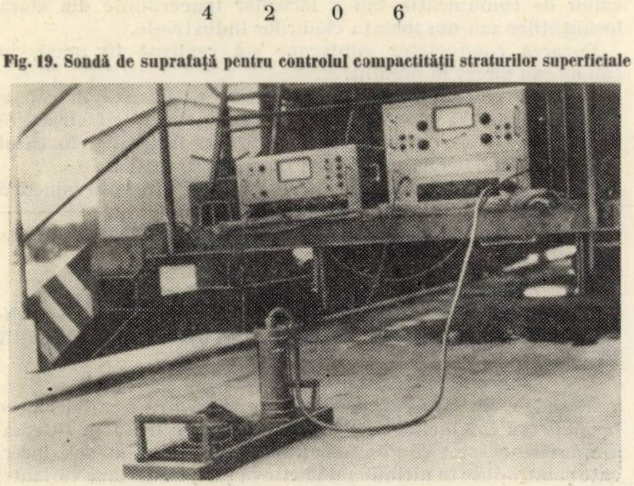
Sonda de suprafață. Sursa și detectorul se află într-un dispozitiv care se așază pe suprafața terenului de fundare. Compactitatea straturilor de suprafață determină intensitatea radiațiilor împrăștiate care intîlnesc detectorul. Interpretarea rezultatelor măsurătorilor ca măsurători absolute de densitate este în anumite cazuri dificilă, întrucît modificări însemnate de compactitate în straturile profunde (6 pînă la 10 cm) au același efect asupra măsurătorilor cu modificările neînsemnate ale compactității în straturile superficiale (0 pînă la 4 cm). Măsurătorile relative dau însă bune indicații și sînt capabile să evidențieze deosebiri de densitate de 3-5% (fig.19).

4. MĂSURĂTORI DE UMIDITATE CU NEUTRONI

Pe lîngă densitate, o importanță deosebită are și umiditatea pămîntului. Metoda cu surse de neutroni s-a dovedit indicată pentru măsurători de umiditate. Neutroni liberi în natură nu există din cauza duratei scurte a vieții lor. Ei trebuie obținuți pe cale artificială prin reacții nucleare. Sursele mici, transportabile de neutroni, se bazează pe formarea liberă a neutronilor cu ajutorul unei reacții (α, n). Se amestecă în acest scop o sursă de radiații α, de exemplu plutoniu (perioada de înjumătățire 24 000 ani) cu beriliu. În acest caz are loc următoarea reacție nucleară :

$$ {}^{9}_{4}\mathrm{Be} + {}^{4}_{2}\mathrm{He} \rightarrow {}^{1}_{0}\mathrm{n} + {}^{12}_{6}\mathrm{C}. $$

Fig. 19. Sondă de suprafață pentru controlul compactității straturilor superficiale



Neutronii care rezultă din această reacție nucleară sînt neutroni rapizi cu energii între 3 și 5 MV. La o sursă de neutroni plutoniu - beriliu rezultă un flux de neutroni de aproximativ $1{,}5.10^6$ neutroni pe secundă și pe curiul de plutoniu.

Măsurarea umidității unui material de construcție sau unui pămînt se bazează pe procesul de împrăștiere a neutronilor în materialul examinat. Pentru a calcula schimbul de energie la împrăștiere se ia ca bază ciocnirea elastică. Pierderea de energie la împrăștierea elastică va fi cu atît mai mare cu cît va fi mai mică masa atomului cu care are loc interacțiunea. Ea este maximă cînd partenerul de ciocnire este un atom de hidrogen.

Întrucît sursa de neutroni furnizează numai neutroni rapizi, numărul de neutroni lenți depinde numai de numărul proceselor de împrăștiere din material, deci de hidrogenul legat fizic sau chimic în material sub forma umidității. Pentru materialele de construcții (cu excepția maselor plastice), care nu au hidrogen legat chimic, numărul neutronilor lenți este un indicator al umidității lor. Neutronii lenți se detectează cu ușurință cu ajutorul contorilor cu triflorură de bor [8].

Sonda cu neutroni. Folosim atît sonde de suprafață cît și de adîncime pentru măsurătorile cu neutroni. În general sursa de neutroni se află la aceste măsurători în strîns contact cu contorul de triflorură de bor. Pentru o mai bună folosire a neutronilor existenți, sonda se înconjoară cu o foaie de oțel reflectantă (fig. 20). Aceasta are sarcina să reflecteze neutronii rapizi, astfel ca aceștia să nu rătăcească prin împrejurimi.

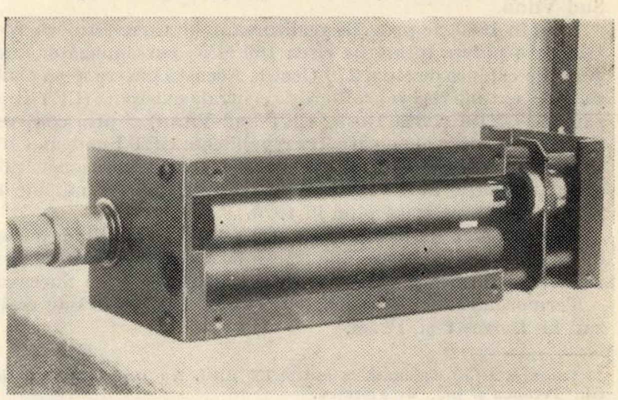
Va fi descrisă una din măsurătorile de umiditate cu neutroni, la un dispozitiv de dozare automată a apei, într-o fabrică de beton, care măsurătoare este în funcție de 2 ani [9]. Sonda de neutroni de adîncime a fost fixată la gura silozului de nisip (fig. 21). Calibrarea sondei s-a făcut cu probe a căror umiditate a fost determinată prin metoda cîntăririi uscate.

Umiditatea existentă în siloz pentru nisipul folosit la amestecul următor trebuie măsurată. Cantitatea de apă folosită la o anumită rețetă de beton se compune din două părți : una bine determinată care este adăugată la prepararea betonului și alta variabilă în funcție de umiditatea nisipului folosit. Umidității măsurate a nisipului îi corespunde o valoare a tensiunii electrice care este folosită ca tensiune de intrare pentru dozarea restului de apă ce trebuie adăugat la prepararea betonului. Prin acest dispozitiv de măsură se poate determina conținutul de apă din nisip (granulația 0 la 5 mm) în mai puțin de 2 minute. Rezultatele obținute în practică au arătat că precizia de dozare este mai bună decît ± 2 l. Se obține astfel la un factor apă - ciment prescris de 0,29 un domeniu de valori cuprins între 0,28 și 0,30. Valoarea factorului apă/ciment rezultă deci cu o precizie de ± 3,4%. Procesul de dozare durează 100 secunde. Prin acest supraveghetor al dozării apei pot fi economisite circa 25 kg ciment la metrul cub.

5. CONCLUZII

Am arătat o selecție de aplicații ale metodelor nedistructive de încercare a betonului în practica construcțiilor din R.D.G. Aplicațiile au fost realizate de o grupă de lucru for-

Fig. 20. Sondă de suprafață cu neutroni și strat reflector de oțel



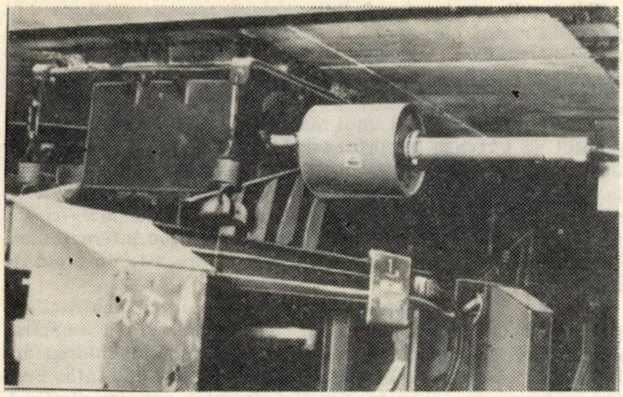


Fig. 21. Sondă de adîncime cu neutroni pentru măsurarea umidităţii la golirea unui siloz de nisip (dozarea automată a apei)

mată numai din trei oameni de la Institutul de construcţii din Leipzig, care au de efectuat în primul rînd lucrări de cercetare în domeniul metodelor de încercare nedistructivă. Pentru prima dată în ultimul an au fost formate grupe de încercare în cîteva combinate de construcţii.

Noi am organizat la institutul nostru trei conferinţe internaţionale pe tema ,,Metode de încercare nedistructive a betonului'', la care au participat peste 350 de oameni de ştiinţă care lucrează în construcţii şi unde aceştia s-au putut informa asupra ultimului stadiu al lucrărilor, în acest domeniu. Străduinţele noastre sînt dirijate în direcţia introducerii pe scară şi mai largă a metodelor nedistructive în construcţii. Trebuie să ajungem la stadiul în care încercările nedistructive ale betonului fac parte organică din procesul de construcţie. Încă de la proiectarea marilor obiective de construcţii trebuie prevăzut, pentru locurile critice, tipul şi extinderea controlului ce trebuie aplicat. Aceasta presupune ca proiectantului şi constructorului să-i fie cunoscute posibilităţile şi limitele acestor noi metode de încercare. Numai atunci va reuşi practica construcţiilor să aleagă şi să folosească ceea ce progresul tehnico-ştiinţific îi oferă mai avantajos.

Bibliografie

[1] Pohl E: *Zerstörungsfreie Prüfmethoden für Beton*, Berlin, Verlag für Bauwesen, 1966.

[2] Făcăoaru I.: *Contribution a l'etude de la relation entre la resistance du beton à la compression et la vitesse de propagation longitudinale des Ultra-sons*· RILEM Buletin 12, sept.1961, 125–154.

[3] Făcăoaru I., Negoiţă C., Benrath A.: *Măsuri şi control cu ultrasunete.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[4] ***: *Incercarea construcţiilor.* Bucureşti, Editura tehnică 1965.

[5] Avram C., Voina M., Friedrich R.: *Untersuchung der Verfestigung des einfach und wiederholt gerüttelten Zementsteins und Betons mittels zerstörungsfreier Verfahrem.* Wissenschaftliche Zeitschtift der Hochschule für Bauwesen Leipzig, 1967.

[6] Pohl E.: *Kerntechnik im Bauwesen.* Berlin, Verlag für Bauwesen, 1964.

[7] Hartmann H.W.: *Feuchtigkeitsmessungen in Bauteilen mit Hilfe von Neutronen*, Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Bauwesen Leipzig, 1966, Heft 1/2, 153–156.

[8] Apostol I., Ciumedean D., Onescu M.: *Die Verwendung von Radionukliden im Strassenbau und Eisenbahnwesen der Rumänischen Volksrepublik*, Wiessenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Bauwesen Leipzig, 1967.

[9] Cermak H.: *Automatische Wasserdosierung im VEB Betonwerk Cossebaude* Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Bauwesen Leipzig. 1966, Heft 1/2, 157–160

Elemente de izolare a conductelor de termoficare îngropate direct în pămînt cu beton celular autoclavizat (spumos) şi cu vată minerală*)

Conf. ing. Al. Davidescu şi ing. E. Dimitriu-Vîlcea

I. GENERALITĂŢI

Importanţa termoficării ca principală direcţie de dezvoltare a energeticii în ţara noastră a fost subliniată încă din anul 1960 în Directivele Congresului al VIII-lea al P.C.R.

În R.S. România termoficarea a fost introdusă o dată cu construirea marilor obiective industriale şi s-a dezvoltat paralel cu creşterea volumului construcţiilor industriale, clădirilor de locuit şi sociale.

Termoficarea urbană s-a realizat mai întîi în oraşele muncitoreşti Reşiţa, Hunedoara şi Gheorghe Gheorghiu-Dej.

La Iaşi, Suceava, Piteşti, Arad, Timişoara, termoficarea este în curs de extindere, iar la Ploieşti, Constanţa şi Braşov, în prezent, se proiectează lucrări de termoficare.

În Bucureşti, primele lucrări de termoficare au început în anul 1966, reţelele de termoficare atingînd o lungime de circa 55 km în cazul agentului încălzitor, apa fierbinte, şi circa 2 km, la încălzirea cu abur. În prezent, în Bucureşti, funcţionează trei centrale de termoficare, CET Grozăveşti, CET Griviţa Roşie şi CET 23 August cu cîte un disponibil de căldură de 244 Gcal/h. În curs de execuţie se află Centrala termoelectrică Sud-Vitan.

Pînă în 1980, se prevede realizarea unor surse termoenergetice cu o putere totală de circa 160 MW, corespunzător unui debit de căldură de circa 270 Gcal/h. Această putere se va realiza prin extinderi şi reprofilări de centrale existente (CET Grozăveşti, CET Griviţa Roşie, CET Sud-Vitan) şi prin construirea de centrale noi cu caracter republican: CET Fundeni, CET Progresul. Lungimea totală a reţelelor de termoficare magistrale şi de distribuţie va fi de circa 570 km, dintre care o lungime de 240 km va fi realizată pînă în 1970.

Termoficarea industrială s-a realizat prin centrale electrice de puteri medii şi mici, amplasate la o serie de consumatori industriali din Reşiţa, Hunedoara, Brăila, Chişcani şi Suceava.

Termocentrale electrice cu puteri peste 200 MW s-au realizat la Borzeşti şi Brazi.

Reţelele de termoficare trebuie să fie astfel realizate încît să se asigure următoarele condiţii:

— susţinerea şi asigurarea posibilităţii de dilatare şi contracţie a conductelor;
— izolarea anticorosivă a conductelor;
— izolarea termică;
— protecţia hidrofugă;
— protecţia la acţiuni mecanice a straturilor izolatoare.

Pozarea conductelor din reţeaua de termoficare s-a realizat fie aerian fie subteran.

Pozarea aeriană s-a efectuat pe estacade cu ajutorul unor stîlpi de susţinere metalici sau din beton armat, iar compensatorii pentru preluarea dilatării conductelor, din profile metalice în formă de Ʊ (liră).

Conductele au fost izolate termic cu vată minerală şi protejate cu tablă galvanizată.

Acest tip de pozare s-a utilizat de obicei la traversarea căilor de comunicaţie sau a locurilor inaccesibile din afara localităţilor sau din incinta clădirilor industriale.

Pozarea conductelor subterane s-a realizat în oraşe, în canale sau direct în pămînt.

Pozarea subterană a conductelor se realizează în canale din beton armat monolit sau prefabricat sau cu structură mixtă: monolit şi prefabricat, izolate şi hidrofug, în cazul amplasării canalelor în terenuri cu pînză freatică.

Conductele sînt izolate termic cu rogojini din vată minerală pe plasă de rabiţ, legate cu sîrmă zincată.

Pozarea conductelor direct în pămînt s-a realizat în diverse variante.

II. DESCRIEREA METODELOR DE IZOLARE A CONDUCTELOR DE TERMOFICARE ÎNGROPATE DIRECT ÎN PĂMÎNT

Metodele de amplasare, direct în pămînt, a reţelelor de termoficare conducînd la costuri mai reduse decît în sistemul amplasării acestor conducte în canale subterane, au fost încercate şi introduse în ultimii ani în cîteva ţări, în diverse variante.

---

*) Lucrarea a fost elaborată în cadrul INCERC. Au mai participat fiz. Gh. Petrescu şi ing. M. Florescu.

Dintre aceste variante, în R. S. România, au fost încercate următoarele tipuri:

— pozarea în șanț a conductelor protejate anticorosiv și izolate termic cu beton spumos autoclavizat ușor armat, turnat monolit într-o fabrică sau în cochilii aplicate pe șantier, izolate hidrofug;

— pozarea în șanț a conductelor, protejate anticorosiv și izolate termic cu vată minerală: izolația termică este protejată mecanic cu un strat de mortar de ciment slab armat, și izolată hidrofug; aceste straturi sînt aplicate pe șantier;

— pozarea în șanț a conductelor, acoperite cu un strat de asfaltite naturale; prin realizarea regimului de exploatare a rețelelor, în masa de asfaltite naturale se creează cele trei straturi izolatoare: anticorosiv, termic și hidrofug.

Primele două metode au fost cercetate de către INCERC, ultima de către I.C.P.M.C.

Alcătuirea izolației conductelor îngropate direct în pămînt este următoarea:

a) Pentru izolarea cu beton celular (spumos) autoclavizat turnat monolit cît și cu cochilii:

— stratul de protecție anticorosivă din lac de butiral polivinilic, aplicat în două reprize peste un strat de grund reactiv (sau de vopsea de miniu de plumb);

— stratul de separare a termoizolației de conductă, din hîrtie de ambalaj, legată cu sîrmă, cu diametrul ⌀ 2 mm;

— stratul termoizolator din beton celular autoclavizat (spumos) ușor armat, în grosime stabilită pe considerente tehnico-economice, realizat în două variante: turnat monolit sau în cochilii fixate pe conductă prin legare cu spire de sîrmă zincată cu diametrul de 3 mm și cu pasul de 15 cm, cu rosturile nivelate cu mortar de ciment cu întărire rapidă;

— stratul hidroizolator, alcătuit din două rînduri de pînză asfaltată și un rînd de carton asfaltat între patru straturi de bitum și prevăzut cu strat de protecție din nisip grăunțos ⌀ 1—3 mm, presărat peste ultimul strat de bitum încă cald; stratul hidroizolator se aplică pe termoizolația uscată și amorsată cu bitum tăiat (fig. 1).

b) Pentru izolarea cu vată minerală:

— stratul de protecție anticorosivă, alcătuit ca la izolarea cu beton celular autoclavizat;

— stratul termoizolator din saltele de vată minerală montate între distanțieri metalici din fier balot, protejate împotriva umezirii cu ajutorul unui strat de carton asfaltat legat cu sîrmă;

— stratul de protecție mecanică din mortar cu dozaj de 400 kg/m^3 ciment cu priză rapidă, în grosime de circa 3 cm, tras la dreptar și netezit, armat cu plasă de rabiț, legată cu sîrmă de Ø 2 mm de o rețea metalică din bare cu diametrul de 8 mm, prinsă cu sîrmă Ø 2 mm de inelele distanțiere;

— stratul hidroizolator, alcătuit ca mai sus și aplicat după uscarea și amorsarea cu bitum tăiat a stratului de mortar (fig. 2).

Izolarea anticorosivă se aplică în fabrică sau pe șantier pe conductele perfect curățate de rugină pe un grund reactiv G. 404.50 (pe bază de butiral polivinilic), compus din două soluții I și II, amestecate în proporție de 4/1, aplicat în două reprize prin stropire cu pistolul.

Pelicula anticorosivă este realizată dintr-un amestec de lac butiral polivinilic (concentrație 16%) cu ciment în proporție de 1 : 2,5. . .3.

Primul strat s-a aplicat cu pensula la 30—90 minute, după grunduire, iar al doilea strat după 8 ore de la aplicarea primului strat. Conductele pot fi manipulate după circa 48 de ore de la aplicarea ultimului strat anticorosiv.

Grosimea totală a izolației anticorosive este de circa 2 mm.

Caracteristicile tehnice ale grundului reactiv sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristici	Unitatea de măsură	Valoarea caracteristicii
Timpul de scurgere determinat cu cupa vîscozimetrică cu Ø 4 mm, la temperatura de 20°C	s	20—25
Timpul de uscare	min	15
Flexibilitatea determinată prin îndoire pe dorn	min	3
Aspectul peliculei după uscare	—	mat
Puterea de acoperire	—	acoperă

Caracteristicile tehnice ale peliculei anticorosive pe bază de lac butiral polivinilic și ciment sînt indicate în tabela 2.

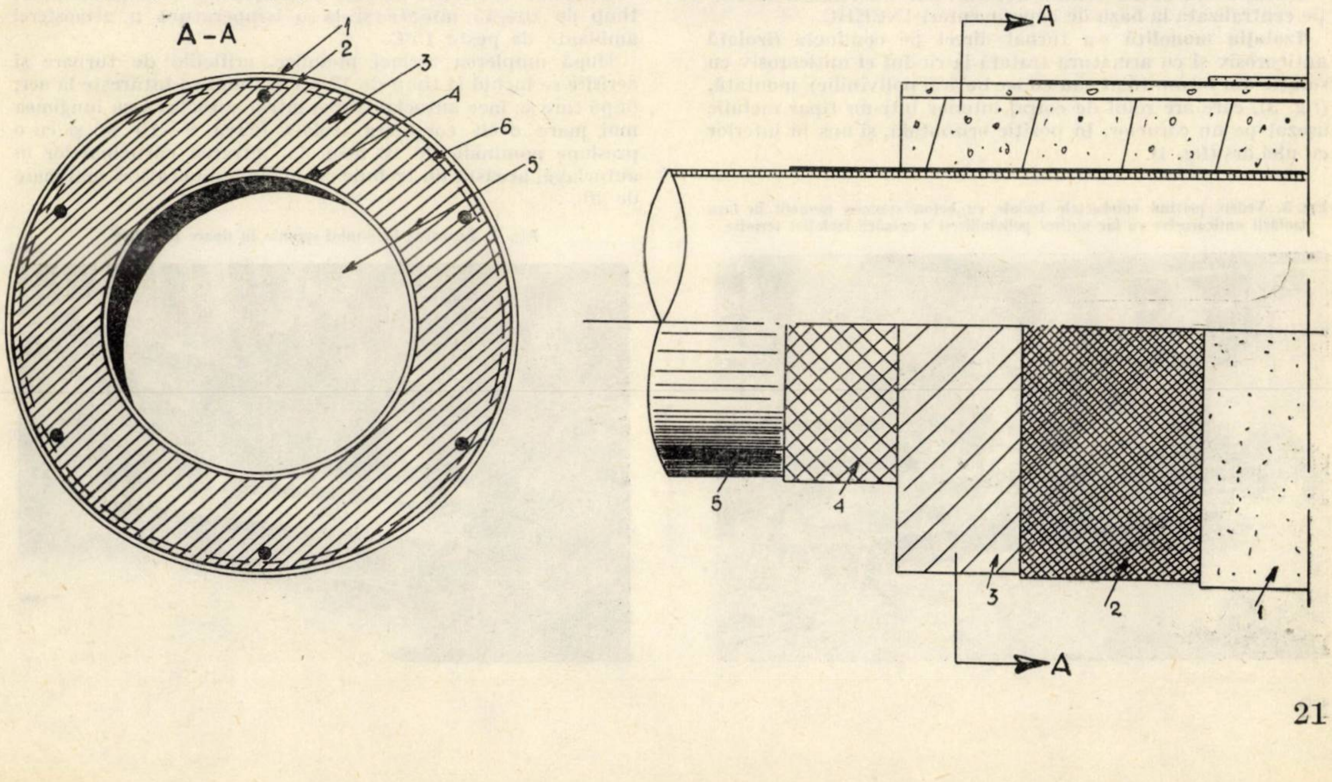
Izolarea hidrofugă se compune din două rînduri de pînză asfaltată de tip P — STAS 1046—59 și două rînduri de carton asfaltat MCT$_3$ — STAS 138—58, lipite cu masă bituminoasă (bitum pentru conducte STAS 2484—58, bitum pentru izolații hidrofuge M.I.P.C. — NI — 1379 — 60 sau masă de bitum-cauciuc M.I.P.C. — NI — 1642—60). Protecția hidroizolației s-a realizat din două straturi de masă bituminoasă, aplicate succesiv și presărate din abundență cu nisip uscat Ø1. . .3mm.

Straturile de pînză și carton asfaltat se petrec pe o lățime de circa 20 cm.

Izolarea termică s-a realizat cu beton celular autoclavizat (beton spumos) monolit sau în cochilii și vată minerală.

Fig. 1. Alcătuirea izolației cu beton celular (spumos) autoclavizat monolit sau în cochilii a conductelor de termoficare îngropate în pămînt

1 — protecția hidroizolației; 2 — hidroizolație; 3 — termoizolație (beton spumos); 4 — protecție anticorosivă; 5 — conductă; 6 — armătură.



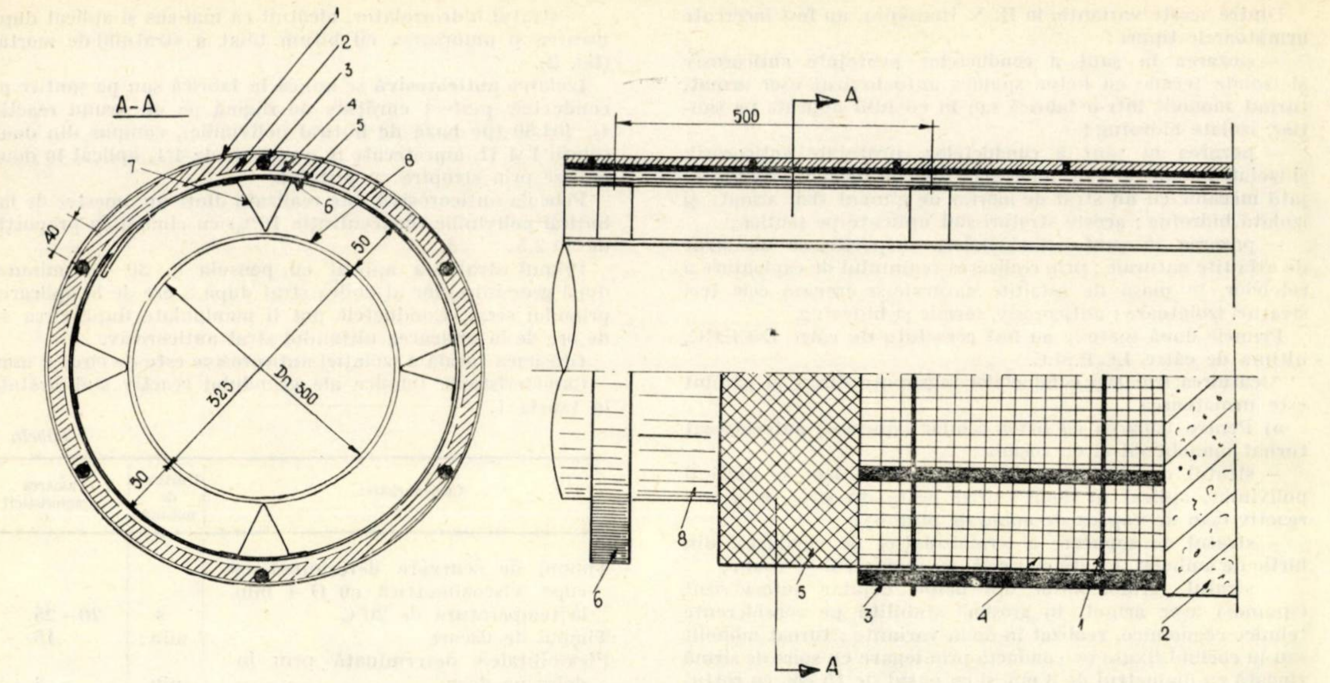


Fig. 2. Alcătuirea izolaţiei cu vată minerală a conductelor de termoficare îngropate în pămînt
1 – hidroizolaţie ; 2 – şapă de mortar armat; 3 – carton asfaltat ; 4 – plasă de rabiţ ; 5 – termoizolaţie (vată minerală) ; 6 – inele ; 7 – distanţieri speciali ; 8 – conductă

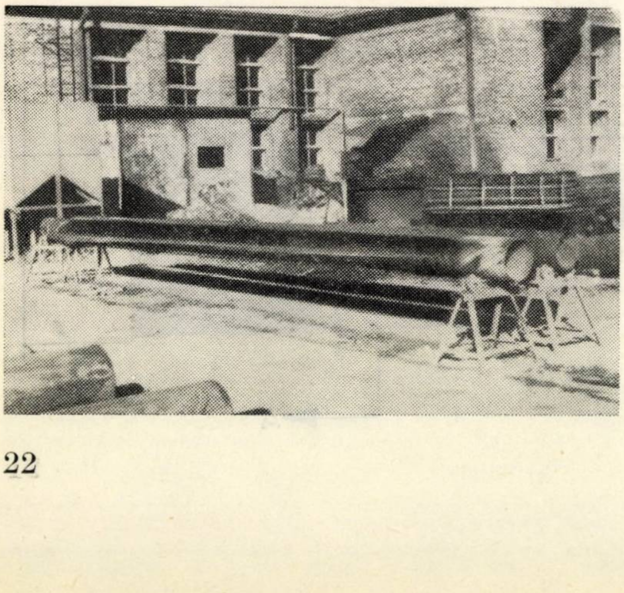
Tabela 2

Caracteristici	Unitatea de măsură	Valoarea caracteristicii
Temperatura la care se schimbă nuanţa culorii peliculei protectoare şi aderenţa la metal	°C	180
Rezistenţa ohmică după un timp de imersie în soluţie de clorură de sodiu, de 72 de ore	MΩ	15
Coeficientul de frecare în raport cu betonul celular autoclavizat cu densitatea aparentă de 500 kg/m³	—	0,7

Izolaţia din beton celular autoclavizat s-a realizat în staţie centralizată la baza de experimentări INCERC.

Izolaţia monolită s-a turnat direct pe conducta (izolată anticorosiv şi cu armătura tratată la rîndul ei anticorosiv cu soluţie din bitum tăiat sau cu lac butiral polivinilic) montată, (fig. 3), care are rolul de cofraj interior într-un tipar metalic aşezat pe un cărucior, în poziţie orizontală, şi uns în interior cu ulei ars (fig. 4).

Fig. 3. Vedere privind conductele izolate cu beton spumos monolit în faza izolării anticorosive cu lac butiral polivinilic şi a armării izolaţiei termice



Tiparul metalic care constituie cofrajul exterior este alcătuit din doi semicilindri care se asamblează în şuruburi, avînd la capete cîte un orificiu cu diametrul de circa 15—20 mm pentru scurgerea apei în exces sau de spălare, şi orificii de turnarea betonului şi de aerisire. Pereţii verticali ai cofrajului metalic sînt demontabili, pentru a permite decofrarea fără deteriorarea izolaţiei.

Prepararea betonului se face într-un malaxor special după următoarea reţetă :

— ciment mixt (Bucov) 500 kg/m³
— var nestins fin măcinat 20 kg/m³
— spumogen 2,5 l
— clorură de calciu 2,5 kg
— apă 200 kg.

Caracteristicile fizico-mecanice principale ale betonului celular autoclavizat sînt indicate în tabela 3.

Turnarea betonului se face prin orificiile formei metalice, timp de 10—15 minute şi la o temperatură a atmosferei ambiante de peste 15°C.

După umplerea formei metalice, orificiile de turnare şi aerisire se închid şi timp de 12 ore betonul se întăreşte la aer, după care se face autoclavizarea într-o autoclavă cu lungimea mai mare decît conducta izolată (circa 9—10 m) şi cu o presiune nominală de 10 atm. La intrarea căruciorelor în autoclavă, aceasta nu trebuie să aibă o temperatură mai mare de 40°.

Fig. 4. Turnarea betonului spumos în tipare metalice

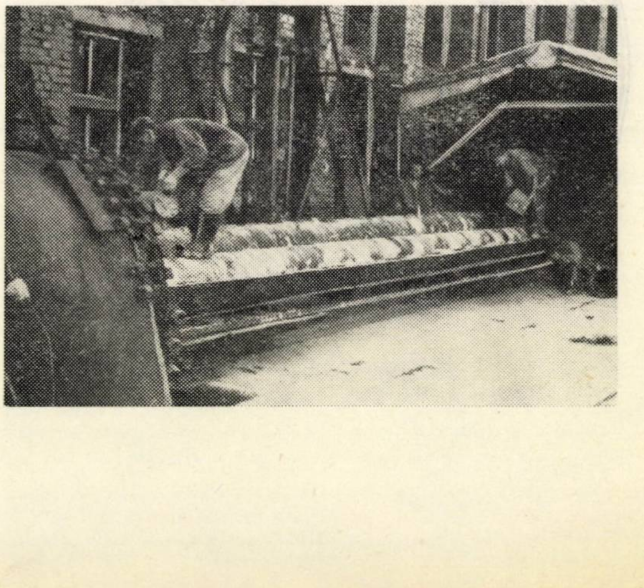


Tabela 3

Caracteristici *)	Unitatea de măsură	Valoarea caracteristicii
Densitatea aparentă, max	kg/m^3	500
Rezistența la rupere la compresiune determinată pe cubul cu latura de 10 cm (încărcat după direcția normală pe direcția de expandare), min	kgf/cm^2	10
Coeficientul de conductivitate termică la temperatura medie de 20°C	kcal/mhgrd	0,12

*) Caracteristicile se referă la probe de material uscat la temperatura de 105...110 °C

Presiunea în autoclavă se ridică treptat de la 1 atm la 8 atm de abur.

Regimul de ridicare a presiunii care durează 8 ore este următorul :

— timp de 2 ore, temperatura crește cu 10 grd/h ;
— timp de 2 ore, temperatura crește cu 15 grd/h ;
— timp de 2 ore, temperatura crește cu 20 grd/h ;
— timp de 2 ore temperatura crește cu 25 grd/h.

După ce presiunea ajunge la 8 atm (corespunzător unei temperaturi de 165°C), aceasta se menține constantă timp de 8 ore, după care are loc timp de 5 ore răcirea treptată a autoclavei, cu un ritm de 1,5 atm pe oră.

La scoaterea formei din autoclavă, aceasta nu trebuie să aibă o temperatură mai mare de 40°C.

Decofrarea se face prin scoaterea cu grijă a semicilindrului metalic superior, cu ajutorul unei macarale diferențiale, pentru a nu se deteriora suprafața izolației.

Uscarea izolației de beton celular autoclavizat s-a realizat pînă la o umiditate de 4—5 % (raportată la volum), cu ajutorul unui încălzitor cu gaze naturale, folosind aer primar de ardere și aer secundar de amestec (fig. 5).

Pentru a nu distruge izolația anticorosivă și a nu altera betonul celular autoclavizat, temperatura gazelor de ardere în interiorul conductei nu trebuie să depășească 200°C (circa 170°C).

Uscarea durează circa 70 de ore.

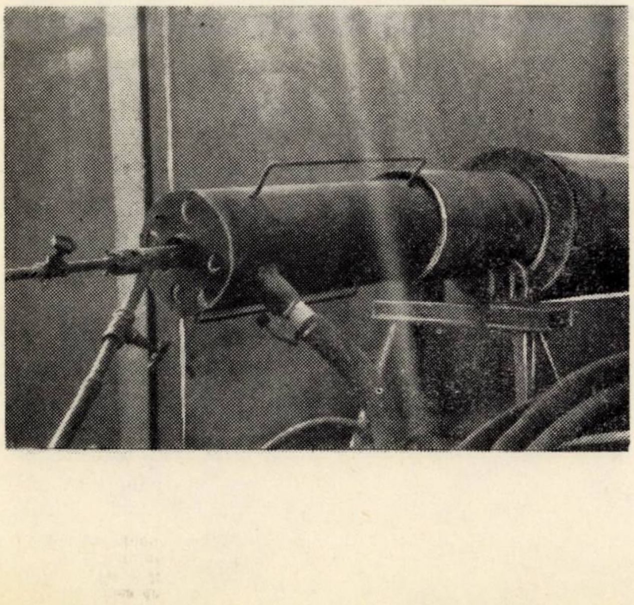
În timpul autoclavizării betonului celular și al uscării sale, stratul de hîrtie se carbonizează și împiedică astfel aderența betonului spumos de conductă ; chiar în cazul necarbonizării hîrtiei este asigurată împiedicarea acestei aderențe.

Conductele izolate cu beton celular autoclavizat monolit ucat se hidroizolează imediat după uscare.

Izolația în cochilii se realizează în același mod ca și izolația monolită. Pentru confecționarea betonului se folosește, drept cofraj exterior, tiparul metalic întrebuințat la izolarea monolită a conductelor.

În interiorul tiparului, lungimea se împarte în porțiuni egale cu lungimea cochiliilor, cu ajutorul unor diafragme metalice sau de lemn.

Fig. 5. Incălzitor cu gaze naturale pentru uscarea conductelor izolate cu beton spumos monolit



Drept cofraj interior se folosește o conductă cu diametrul egal cu conductele pentru care sînt confecționate cochiliile.

Armătura se montează în tiparele metalice, așezate pe bucăți (purici) din beton celular, la circa 10 . . .15 mm de fața tiparului.

Diafragmele se montează la circa 50 mm de la capul armăturilor.

Apoi se montează conducta metalică, care constituie cofrajul interior, după o prealabilă ungere a cofrajului cu ulei ars.

Prepararea, turnarea, autoclavizarea și uscarea betonului celular autoclavizat în cochilii se efectuează ca la conductele izolate cu beton celular turnat monolit.

Cochiliile se depozitează pe două rînduri în poziție verticală în spații închise ferite de umezeală.

Cochiliile realizate se transportă pe șantier, unde se montează într-un atelier special, încărcîndu-se tot în poziție verticală.

Izolația din vată minerală se realizează direct pe șantier într-un atelier special.

Principalele caracteristici tehnice ale vatei minerale în saltele conform STAS 5838—38 sînt indicate în tabela 4.

Tabela 4

Caracteristici	Unitatea de măsură	Valoarea caracteristicii
Densitatea aparentă a materialului în stare uscată și îndesată sub o sarcină de 0,02 kg/m^2, max	kg/m^3	150
Coeficientul de conductivitate termică, la temperatura medie de 30°C, pe probe uscate pînă la greutate constantă, max	kcal/mhgrd	0,04
Conținutul de picături reci la greutate, max.	%	20

III. EXECUTAREA LUCRĂRILOR CONDUCTELOR DE TERMOFICARE ÎNGROPATE DIRECT ÎN PĂMÎNT

În anul 1965 s-au realizat tronsoane experimentale de conducte îngropate în teren, izolate termic cu beton spumos și vată minerală, în rețeaua de termoficare de la CET 23 August, cartier Balta Albă.

La aceste lucrări s-au urmărit și consumurile de timp și materiale, pe baza cărora s-au întocmit devize pentru evaluarea eficienței economice a noilor alcătuiri de izolații ale conductelor de termoficare îngropate în teren, în comparație cu alcătuirea obișnuită în canal.

Lucrarea experimentală a fost proiectată de I.P.B. și a fost executată în microraionul Balta Albă C III 2—3 în cadrul rețelei CET 23 August de către întreprinderea I.C.H.F. șantierul nr. 4, cu asistența tehnică INCERC.

Această lucrare a constat din trei tronsoane de conducte 0 300 mm (ducere și întoarcere), de cîte circa 27 m fiecare, izolate și îngropate direct în pămînt, înglobate într-un traseu rectiliniu în dreptul blocului M 40.

Lucrarea se compune din următoarele tronsoane :

— Tronsonul dintre căminele CE 1 și CE 2 are conductele izolate cu vată minerală, protejate cu manșon de mortar armat, peste care s-a aplicat hidroizolația ; în căminul CE 1 — conductele au prinderi fixe, iar în căminul CE 2 — prinderile căminelor sînt prevăzute cu compensatori.

— Tronsonul dintre căminele CE 2 și CE 3 are ambele conducte izolate cu cochilii de beton celular autoclavizat și hidroizolate ; în căminul CE 2, conductele au prinderi prevăzute cu compensatori, iar în căminul CE 3 prinderile sînt fixe.

— Tronsonul dintre căminele CE 3 și CE 4 are conductele izolate cu beton celular autoclavizat monolit, peste care s-a aplicat hidroizolația ; în căminul CE 3, prinderea conductelor este prevăzută cu compensatori, și în căminul CE 4, prinderile sînt fixe.

Executarea acestor lucrări a avut loc în luna iulie 1965, după care au urmat lucrările de finisare a căminelor.

Izolarea conductelor de termoficare cu beton celular autoclavizat monolit a fost executată de INCERC în cadrul BAC (Baza de ateliere pentru cercetări).

Procesul de realizare a acestor conducte a constat în următoarele operaţii :

— Executarea stratului de protecţie anticorosivă din lac de butiral polivinilic (cu diluant L 004—53) cu umplutură de ciment aplicat în două reprize peste un strat de grund reactiv sau vopsea de miniu de plumb ; grundul reactiv se obţine prin amestecarea grundurilor G 404—50 I şi G 404 —50II în proporţie de 4 : 1 (în greutate).

— Montarea unui strat de hîrtie de ambalaj, legată cu sîrmă Ø 1 mm.

— Montarea armăturii tratate anticorosiv cu protecţie anticorosivă din lac de butiral polivinilic sau cu soluţie de bitum (bitum tăiat).

— Executarea stratului termoizolator din beton celular autoclavizat turnat monolit în grosime de 10 cm în tipare, autoclavizat în autoclavă, cu lungimea maximă de 9 m şi la presiunea de regim de 8 atmosfere (procesul de autoclavizare durează 24 ore, regimul de presiune şi temperatură avînd un program stabilit : 8 ore încălzire, 8 ore constant şi 8 ore răcire). Uscarea s-a realizat pînă la umiditatea de 4—5% (raportată la volum) cu ajutorul unui încălzitor cu gaze naturale, a căror temperatură nu trebuie să depăşească 200°C (uscarea durează circa 70 de ore).

— Executarea izolaţiei hidrofuge, din două rînduri de pînză asfaltată tip P şi un rînd de carton asfaltat tip MCT_3 între patru straturi de mastic de bitum-cauciuc ; peste ultimul strat, s-a aplicat o protecţie din două straturi de bitum-cauciuc presărat cu nisip grăunţos Ø 1—3 mm.

De asemenea cochiliile de beton celular autoclavizat armate au fost confecţionate tot în atelierele BAC din cadrul INCERC.

Izolarea cu beton celular autoclavizat (spumos), turnat monolit pe conducte, sau a cochiliilor din acest material, s-au realizat din ciment mixt de Bucov (Reg. Ploieşti), var nestins măcinat praf, spumogen PC 6 fabricat la Mărăşeşti, clorură de calciu şi apă.

Operaţiile de realizare a lucrării experimentale pe şantier au fost următoarele :

— transportul conductelor izolate cu beton celular autoclavizat monolit şi al cochiliilor de beton celular autoclavizat pe şantier ;

— săparea şanţului, în care au fost montate conductele de termoficare ;

— aşezarea în şanţ a ţevilor, sudarea lor şi efectuarea probelor mecanice ;

— izolarea cu cochilii de beton celular şi cu vată minerală a conductelor de termoficare îngropate direct în pămînt, cît şi a tronsoanelor unde s-au efectuat sudurile ;

— aşezarea patului de nisip şi îngroparea cu pămînt a conductelor.

Transportul pe şantier al conductelor izolate cu beton celular autoclavizat turnat monolit s-a făcut cu ajutorul autocamioanelor cu remorcă specială, prevăzută cu dispozitiv rotitor cu pivot.

Încărcarea acestor elemente la atelierul BAC al INCERC-ului şi descărcarea acestora la şantier s-au realizat cu automacaraua, folosindu-se un cablu metalic prins de cîrligul macaralei şi prevăzut cu cleşti metalici care se introduc în conducte pe la capete.

Capetele neizolate ale conductelor s-au aşezat pe capre de lemn cu locaş semirotund şi au fost împănate în aceste locaşuri ; în acest mod s-a evitat deplasarea şi ciocnirea conductelor între ele în timpul transportului.

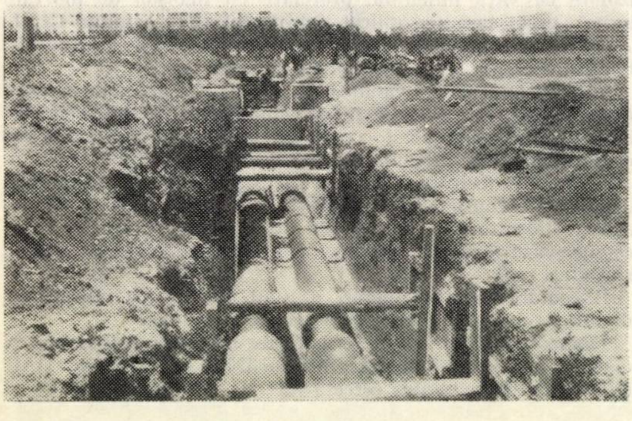


Fig. 6. Tronsonul experimental cu conducte izolate cu beton celular (spumos) autoclavizat monolit montate în groapă

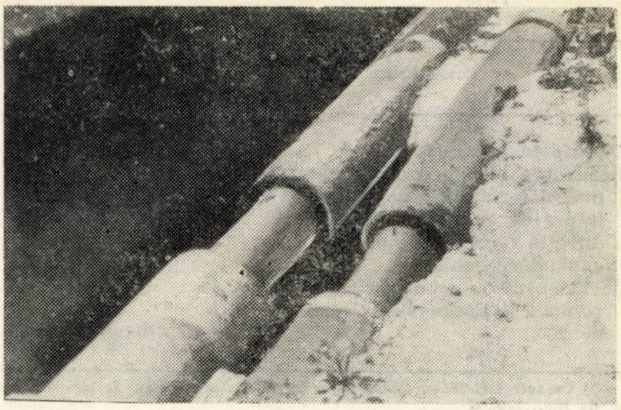


Fig. 7. Îmbinările conductelor izolate cu beton celular (spumos) autoclavizat monolit

Transportul cochiliilor s-a făcut în autocamioane în poziţie verticală, strîns alăturate unele de altele, pentru evitarea mişcării şi degradării lor. Pe fundul cutiei autocamionului şi între pereţii cutiei şi stiva de cochilii au fost puse umpluturi elastice de paie, talaş etc.

Depozitarea conductelor izolate şi a cochiliilor din beton celular autoclavizat, la şantier, s-a făcut astfel : conductele izolate au fost lansate direct în groapa săpată în locul de montare şi protejate cu ajutorul unor foi de carton asfaltat, iar cochiliile de beton armat au fost aşezate în stive pe marginea şanţului reţelei de termoficare, protejate, de asemenea, cu ajutorul foilor din carton asfaltat, pentru evitarea degradării sub acţiunea precipitaţiilor atmosferice.

În momentul efectuării transportului elementelor din beton celular autoclavizat, la şantier, şanţul era deja săpat.

Întrucît probele mecanice ale reţelei de termoficare, în cadrul căreia sînt înglobate şi conductele experimentale, era necesar să fie făcute pînă la începutul iernii 1964—1965, conductele izolate cu beton celular autoclavizat turnat monolit, împreună cu conductele destinate să fie izolate cu cochilii din beton celular autoclavizat armat şi cu vată minerală, au fost lansate chiar în şanţ şi montate pe suporţi (fig. 6).

Capetele conductelor au fost sudate pe şantier şi s-a făcut legătura lor cu elementele de compensare şi cu capetele fixe, pentru a se putea efectua probele mecanice ale reţelei şi a deservi cu apă caldă blocurile de locuit aferente (fig. 7).

În aceste condiţii, izolarea conductelor cu cochilii şi cu vată minerală, prevăzută a se face şi în varianta pe marginea şanţului deschis sau într-o staţie centralizată, nu s-a putut realiza, din care cauză, a trebuit să se facă chiar în şanţul săpat anterior (fig. 8).

Lăţimea şanţului este de 2,5 ori diametrul exterior al conductelor.

Înainte de începerea execuţiei şi pe parcursul lucrărilor, INCERC a dat instrucţiuni, făcînd instructajul muncitorilor în conformitate cu prevederile condiţiilor tehnice de experimentare, elaborate de INCERC şi avizate împreună cu colaboratorii.

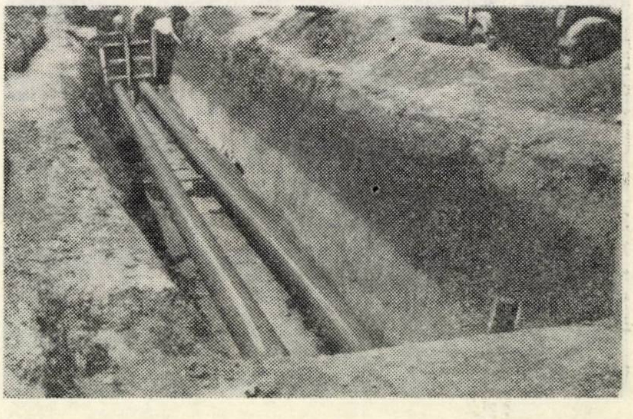


Fig. 8. Izolarea anticorosivă cu butiral polivinilic a conductelor îngropate în pămînt izolate cu beton celular autoclavizat în cochilii şi cu vată minerală

a) Montarea conductelor izolate cu beton celular autoclavizat turnat monolit

Lansarea conductelor în şanţ s-a făcut cu ajutorul macaralelor tripied, pe un pat de nisip în grosime de circa 10 cm, la adîncimea prevăzută în proiect.

La capete, conductele nu se sprijină pe patul de nisip, pentru a da posibilitatea izolării lor.

Conductele s-au sudat la capetele neizolate (o dată cu sudarea conductelor izolate cu celelalte sisteme de fixare), după care a fost făcută proba de presiune. Capetele (inclusiv locurile de sudură) au fost curăţate bine şi acoperite cu protecţie anticorosivă pe bază de lac butiral polivinilic ; această porţiune s-a izolat termic cu ajutorul cochiliilor din beton celular autoclavizat armat, în lungime de 1,0 m.

Cochiliile s-au montat pe conducte, cu rostul longitudinal pe părţile laterale, şi ca să nu cadă, s-au legat cu sîrmă zincată Ø 3 mm la interval de 15 cm şi cu un strat de mortar de ciment pentru a egaliza denivelările dintre cochilii, datorate abaterilor dimensionale. Rosturile şi ştirbiturile adînci au fost astupate în prealabil cu vată minerală.

Peste termoizolaţie s-a aplicat un strat hidroizolator din două rînduri de pînză asfaltată tip P şi un rînd de carton asfaltat tip MCT$_3$, lipite cu masă bituminoasă, după ce, în prealabil, s-au tăiat la nivelul betonului celular straturile de carton asfaltat, aplicate pe părţile frontale ale izolaţiei termice de la capetele conductelor termoizolate şi care aveau rolul de a proteja betonul spumos contra intemperiilor în timpul transportului şi depozitării.

Straturile din pînză asfaltată şi carton asfaltat, aplicate la îmbinările conductelor, au fost petrecute în scară pe o lăţime de circa 20 cm peste izolaţia hidrofugă a conductelor gata izolate, al căror strat de protecţie bituminoasă a fost curăţat în prealabil.

Protecţia hidroizolaţiei capetelor s-a realizat din două straturi de masă bituminoasă presărată din abundenţă cu nisip grăunţos Ø 1—3 mm.

După aceasta s-a executat acoperirea conductei de termoficare cu ajutorul unui strat de nisip compactat, de circa 10 cm grosime, şi apoi cu pămînt.

b) Montarea conductelor izolate cu cochilii de beton celular autoclavizat armate

Conductele au fost perfect curăţate cu perii de sîrmă şi nisip, apoi cu benzină. După uscarea benzinei s-a procedat la aplicarea protecţiei anticorosive.

Conductele au fost grunduite astfel :

— conducta de întoarcere a fost grunduită cu un grund reactiv C 404—50, constituit din două soluţii I şi II, aplicat cu bidineaua pe faţa superioară şi cu pensula pe faţa inferioară şi pe părţile laterale ale conductei ; grundul se aplică după amestecarea soluţiei I şi II, în proporţie de greutate 4 : 1, în două reprize, uscarea fiecărui strat de grund durînd circa 8 ore.

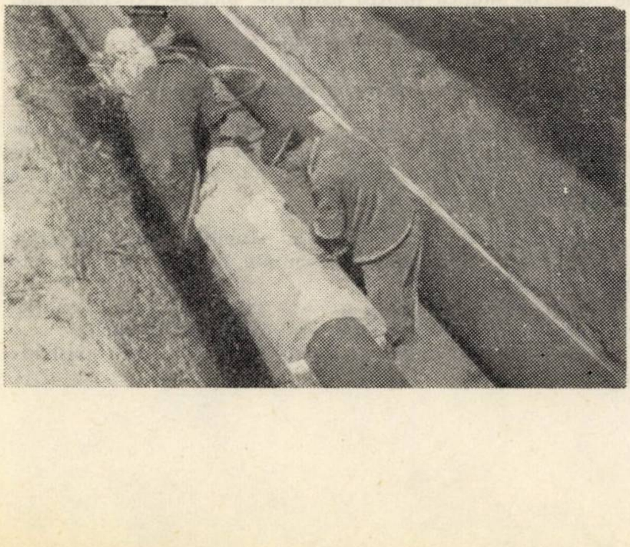
Conducta de ducere s-a grunduit cu vopsea pe bază de minium de plumb, aplicat tot în două straturi.

După grunduire s-a aplicat o peliculă anticorosivă, realizată în două straturi dintr-un amestec de lac pe bază de butiral polivinilic cu concentraţie de 16% şi cu ciment. Proporţia a fost următoarea :

—pentru primul strat, 3,2 kg lac ; 1,8 kg diluant ; 6 kg ciment ;

— pentru al doilea strat, 3,2 kg lac ; 2,7 kg diluant ; 6,6 kg ciment ; astfel primul strat a avut o consistenţă mai groasă, iar cel de al 2-lea mai fluidă.

Fig. 9. Montarea cochiliilor de beton celular (spumos) autoclavizat. Legarea cu sîrmă



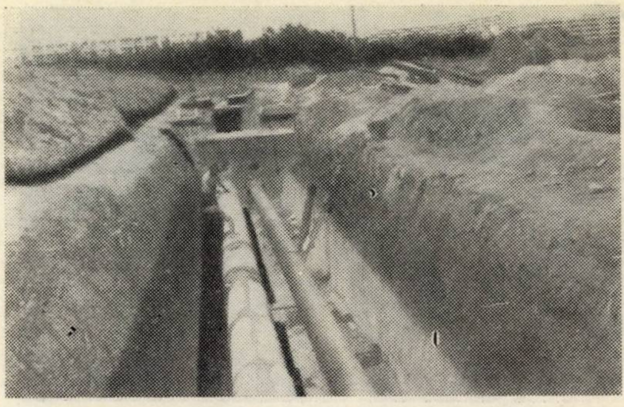


Fig. 10. Montarea cochiliilor de beton celular (spumos) autoclavizat. Egalizarea cu mortar de ciment la îmbinările termoizolaţiei

Straturile au fost aplicate în două reprize, uscarea fiecărui strat durînd circa 24 de ore.

Grosimea totală a izolaţiei anticorosive a fost de 1—2 mm.

Cochiliile de beton celular autoclavizate, armate, au fost montate pe conducte (cu rosturile longitudinale la partea superioară şi inferioară a conductei pe jumătate din conducta de ducere şi cu rosturile pe părţile laterale pe celelalte porţiuni ale conductelor de ducere şi întoarcere), fiind legate cu sîrmă zincată Ø 3 mm la distanţă de circa 15 cm (fig. 9) şi cu rosturile dintre ele nivelate cu mortar de ciment cu priză rapidă (fig. 10). Locurile ştirbite sau adînciturile mari ale cochiliilor se umplu cu vată minerală îndesată şi protejată cu foi din carton asfaltat (fig. 11).

Hidroizolaţia s-a realizat ca şi la capetele conductelor izolate cu cochilii din beton celular autoclavizat.

Pentru a permite lucrările de izolare direct în şanţ, conductele au fost sprijinite în trei locuri pe întreaga lungime de 27 m a tronsonului (fig. 12).

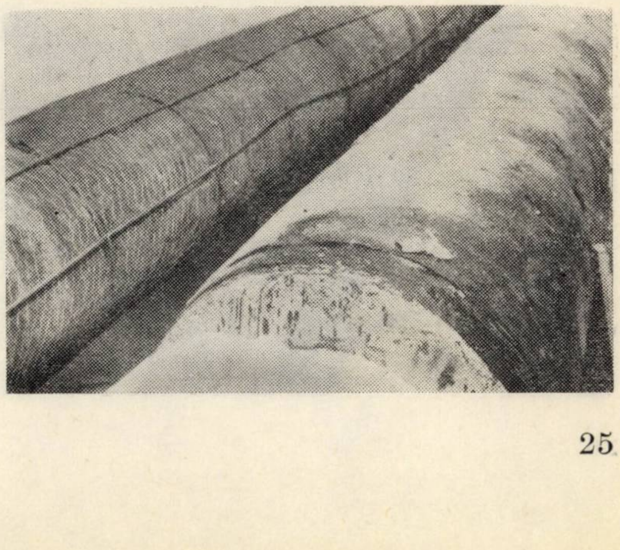
Izolarea s-a executat între reazeme, iar după pozarea şi acoperirea cu nisip (fig. 13) şi pămînt a conductelor, în acelaşi mod ca şi la conductele izolate cu beton celular autoclavizat turnat monolit, aceasta a fost realizată şi în dreptul reazemelor, după scoaterea acestora.

c) Montarea conductelor izolate cu vată minerală

Protecţia anticorosivă s-a realizat ca la conducta de întoarcere a tronsonului izolat cu cochilii din beton celular autoclavizat armat.

Pentru montarea izolaţiei termice, în prealabil, pe conductele protejate anticorosiv se fixează din 0,5 m în 0,5 m distanţieri circulari care lunecă liber pe conductă.

Fig. 11. Alcătuirea izolaţiilor cu beton celular (spumos) autoclavizat în cochilii



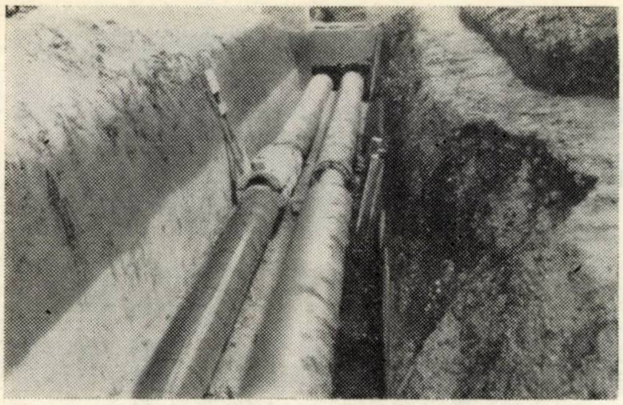


Fig. 12. Completarea izolării la îmbinările conductelor

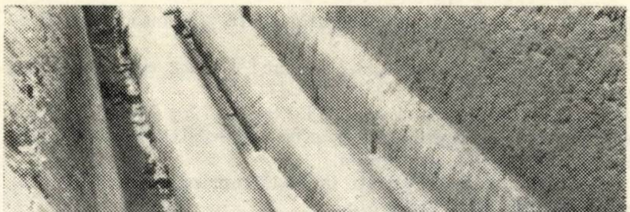


Fig. 13. Executarea patului de nisip al conductelor

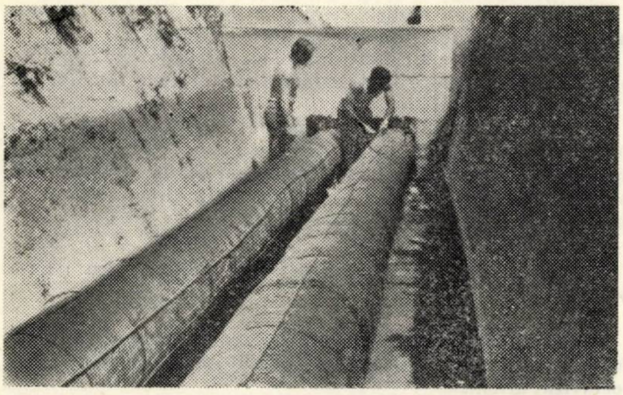
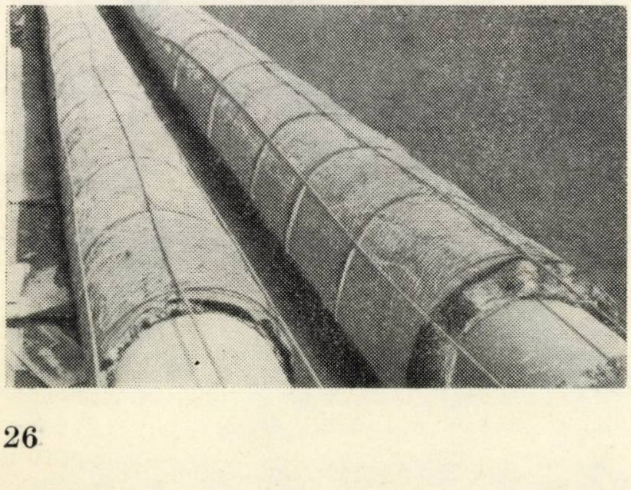


Fig.14 .Izolarea conductelor îngropate în pămînt cu vată minerală. Montarea armăturii stratului de mortar suport al hidroizolației

Fig. 15. Alcătuirea izolației cu vată minerală



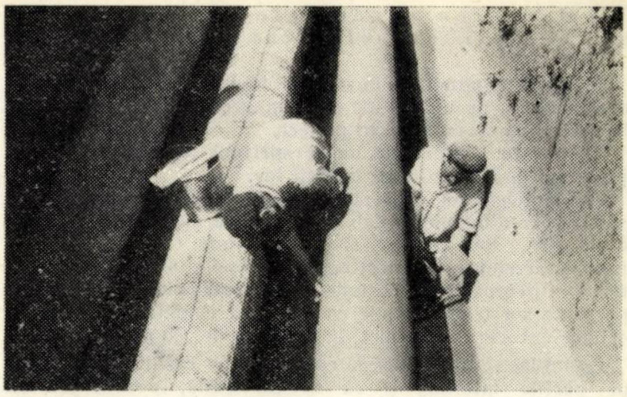


Fig. 16. Executarea stratului de mortar suport al hidroizolației

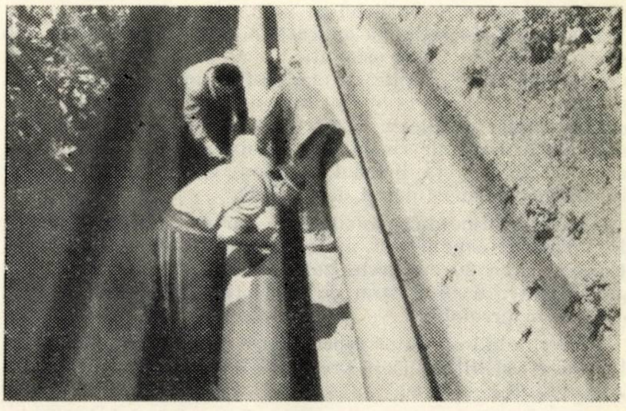


Fig. 17. Aplicarea stratului de amorsaj pe stratul de mortar suport a hidroizolației

Izolarea termică în grosime de 6 cm s-a făcut cu saltele din vată minerală cu suport din rabiț, care s-a montat între distanțierii speciali prevăzuți cu inele și se leagă cu sîrmă zincată Ø 2 mm.

Saltelele de vată minerală au fost acoperite cu o foaie din carton asfaltat, legat cu sîrmă la 70—80 cm distanță (fig. 14).

Peste stratul de carton asfaltat s-a montat armătura longitudinală formată din nouă bare Ø 8 mm, legată cu sîrmă zincată Ø 2 mm de inelele distanțierilor, pe care s-a prins o plasă de rabiț (fig. 15).

Peste plasa de rabiț s-a aplicat un strat de mortar pe bază de ciment cu întărire rapidă în grosime de 20—30 mm, tras la dreptar (fig. 16).

Hidroizolația (fig. 17), pozarea și acoperirea cu nisip și cu pămînt s-a realizat ca la tronsonul izolat cu cochilii din beton celular autoclavizat, armate.

IV. EFICIENȚA ECONOMICĂ

Secția de normare tehnică din INCERC cu concursul întreprinderii de execuție a urmărit și stabilit consumurile specifice precum și consumurile unitare raționale de materiale și de forțe de muncă pentru astfel de lucrări experimentale. Ținînd seamă de aceste consumuri secția de norme de deviz din INCERC a întocmit prețurile unitare ale conductelor experimentale, în comparație cu soluția conductelor de termoficare izolate cu vată minerală, amplasate în canal.

a) Stabilirea consumurilor de manoperă și materiale la lucrările experimentale de izolare a conductelor îngropate în pămînt

Consumurile de manoperă s-au stabilit pentru izolațiile conductelor de termoficare executate în cele trei variante după două metode :

—pe baza cercetărilor și măsurătorilor efectuate la șantierul ICHF Balta Albă, cu ajutorul fotocronometrării ;

— pe baza comparării cu normativele de muncă existente la lucrări similare.

Preţul de deviz comparativ al conductelor de termoficare îngropate în pămînt cu cele amplasate în canal *Tabela 5*

Nr. crt.	Denumirea izolaţiei: Anticorosive	Termice	Hidrofuge	Diametrul (mm)	Preţul de deviz: Experimental* (lei/m³)	De fabrică (lei/m³)		Preţ comparativ faţă de soluţiile etalon (%): a	b	c	d
	Conducte îngropate în pămînt										
1	lac butiral	beton spumos turnat monolit	2 pînze + 1 carton asfaltat	300	1787,04	1344,31**	1263,11***	112/107	103/99	101/97	96/92
				800	—		3205		88		
2	lac butiral polivinilic	beton spumos în cochilii	2 pînze + 1 carton asfaltat	300	1463,44	1233,47**	1150/32***	102/97	94/91	91/89	88/84
				800	—		2990		82		
3	lac butiral polivinilic	vată minerală	2 pînze + 1 carton asfaltat pe o şapă de mortar armat	300	1296,34	1296,34**	1249,64***	111/106	102/98	100/96	95/91
				800	—		2872		79		
	Conducte în canal										
4	a. minium de plumb	vată minerală	bolţari din beton armat pe radier de beton	300	—		1127,41*** 1182,79****	100			
	b. minium de plumb	vată minerală	beton simplu monolit	300			1221,41*** 1276,79****		100		
	c. minium de plumb	vată minerală	beton armat monolit	300	—	—	1294,69*** 1300,07****			100	
	d. minium de plumb	vată minerală	cu chesoane din beton armat prefabricat	300	—	—	1312,84*** 1368,22****				
5	minium de plumb	vată minerală	cu chesoane de beton armat prefabricat în formă de L	800	—	—	3645		100		100

Observaţii

*) Preţul betonului spumos comunicat de I.C.P.M.C. aprobat de M.I.C. pentru produse plane la care s-a aplicat un spor apreciat pentru produse curbe este de 747 lei/m³.

**) Preţurile se referă la conducte cu grosimea izolaţiei conductei de ducere egală cu cea a conductei de întoarcere.

***) Preţurile se referă la conducte cu grosimi diferite ale conductei de ducere de cea de întoarcere.

****) Preţurile sînt date în cazul protecţiei anticorosive pe bază de lac cu butiral polivinilic.

Consumurile de muncă stabilite prin comparare cu lucrări similare, la care există normative de muncă cu motivare tehnică, sînt mai reduse cu circa 30% în raport cu cele stabilite prin determinări efectuate ,,in situ'' la lucrarea experimentală.

Din analiza consumurilor unitare raţionale de materiale rezultă următoarele :

— consumurile de materiale la vopsitoriile pentru protecţia anticorosivă şi la hidroizolaţie s-au stabilit ca la vopsitoriile cu produse alchidice şi respectiv ca la hidroizolaţiile hidrofuge obişnuite, la care s-au adăugat pierderile tehnologice de bitum constatate pe şantier, de circa 5% ;

— pierderile tehnologice luate în consideraţie la stabilirea consumurilor de materiale de construcţii şi termoizolatoare au fost cele stabilite în cadrul studiilor de normare tehnică ;

— consumul raţional pentru mortarele de ciment folosite s-a considerat astfel : nisip 1 m³, ciment 400 kg, apă 0,130 m³.

b) Stabilirea eficienţei economice a folosirii conductelor de termoficare îngropate în pămînt

Rezultatele privind preţul de deviz al conductelor de termoficare cu alcătuirile de izolaţii experimentale, îngropate în pămînt, în comparaţie cu conductele amplasate în canale şi executate în mod obişnuit cu izolaţie termică din vată minerală, sînt concretizate în tabela 5.

Preţul de deviz este dat pe un grup de două conducte de termoficare (ducere şi întoarcere) pe metru liniar.

În tabela 5 sînt indicate preţurile de deviz la soluţiile experimentale cu beton celular autoclavizat monolit (soluţia 1), cu beton celular autoclavizat în cochilii (soluţia 2) şi cu vată minerală (soluţia 3), cu diametre de 300 mm şi 800 mm.

La soluţiile experimentale cu Ø 300 mm s-au considerat următoarele variante : varianta cu costul experimental al prefabricatelor de beton celular autoclavizat, aşa cum a fost înregistrat la baza experimentală BAC—INCERC, şi varianta cu costul de fabrică al betonului celular autoclavizat de 747 lei/m³, comunicat de către I.C.P.M.C. în două ipoteze : avînd grosimea termoizolaţiei mai mare la conducta de ducere şi mai mică la conducta de întoarcere şi respectiv avînd grosimea termoizolaţiei egală la ambele conducte (ducere şi întoarcere).

La soluţiile cu Ø 800 s-a luat în consideraţie numai preţul de 747 lei/m³ beton celular autoclavizat.

Ca soluţii etalon s-au considerat soluţiile de conductă în canal : cu bolţari din beton armat pe radier de beton (soluţia 4 a), cu beton simplu (soluţia 4 b), cu beton armat monolit (soluţia 4 c), cu chesoane din beton armat prefabricat (soluţia 4 d) (la diametrul de 300 mm) şi soluţia din chesoane de beton armat prefabricat în formă de L (soluţia 5) (la diametrul de 800 mm).

De asemenea la soluţiile de conducte în canal s-a indicat şi preţul de deviz în cazul protejării lor cu protecţie anticorosivă pentru a le putea pune în condiţii de comparaţie cu soluţiile experimentale, care sînt prevăzute toate cu acest strat.

La preţurile de deviz ale soluţiilor etalon s-au luat preţurile de cost ale părţii constructive din observaţiile IPB la proiectul tip ,,Elemente şi secţiuni de canale pentru conducte de termoficare'', elaborat de ISPE.

Din analiza rezultatelor se constată următoarele :

Costurile experimentale de alcătuiri de izolaţii de la conductele îngropate în pămînt cu Ø 300 mm sînt mai mari decît soluţia etalon în canal din bolţari de beton armat pe radier (soluţia 4 a). La compararea cu celelalte soluţii experimentale, numai izolaţia de vată minerală experimentală devine mai ieftină.

În cazul adoptării preţurilor de cost pentru o producţie de serie, la conductele cu diametrul de 300 mm preţul de deviz al alcătuirii 1, cu beton celular autoclavizat monolit, este cu circa 12% mai mare decît soluţia 4 a şi cu circa 4% mai mic faţă de soluţia 4 d ; în cazul comparării cu soluţiile etalon cu protecţie anticorosivă pe bază de polimeri, soluţia 1 are eficienţa de + 7% şi — 8% ; alcătuirea 2, cu beton celular autoclavizat în cochilii, faţă de soluţia etalon 4 a şi d, are eficienţa de 2% şi — 12%, în cazul protecţiei anticorosive cu miniu de plumb, şi de — 3% şi — 16%, în cazul celei pe bază de polimeri ; alcătuirea 3, cu vată minerală, este mai scumpă cu circa 11% faţă de soluţia etalon 4 a şi mai ieftină cu circa 15% în comparaţie cu soluţia 4 d, cu protecţie anticorosivă

Tabela 6

Nr. crt.	Alcătuirea izolaţiei	Preţul manoperei în lei/m pentru diametrul conductelor de : 300 mm, cu izolaţie la conductele dus - întors: identică (lei/m)	(%)	diferită (lei/m)	(%)	800 mm (lei/m)	(%)
	Alcătuiri experimentale						
1	beton celular autoclavizat monolit	79,43	72/66	77,20	70/65	148,66	58/52
2	beton celular autoclavizat cochilii	111,85	101/93	108/53	98/91	223,15	87/78
3	vată minerală	168,56	153/141	162,03	147,135	326,25	126/115
	Alcătuiri tradiţionale						
4 ;5	vată minerală			110,35* 119,84**	100	258,24* 285,29**	100

*) cu strat de protecţie anticorosivă obişnuită
**) cu strat de protecţie anticorosivă din butirol

obişnuită ; în cazul protecţiei anticorosive pe bază de polimeri, soluţia 3 a are eficienţa de + 6 % şi − 9 %.

În cazul conductelor cu diametrul de 800 mm toate soluţiile experimentale de izolare a conductelor de termoficare sînt mai ieftine decît soluţiile etalon din chesoane de beton armat prefabricat în formă de L (soluţia 5) şi anume soluţia 1 — cu circa 10 %, iar soluţiile 2 şi 3 cu circa 20 %.

În ceea ce priveşte manopera, în tabela 6 se indică indicii comparativi ai alcătuirilor de izolaţii analizate.

Din datele tabelei 6 se constată în mod evident că soluţia cu beton celular autoclavizat turnat monolit este cea mai avantajoasă, reducerea la manoperă (pe şantier) fiind de circa 30 %, la diametrul de 300 mm, şi de 40 %, la diametrul de 800 mm, în comparaţie cu soluţia clasică. Soluţia cu beton celular în cochilii are o manoperă cu 0—15 % mai mică decît la soluţia clasică. În schimb soluţia cu vată minerală conduce la sporiri de manoperă între 50 % şi 25 %. În cazul considerării protecţiei anticorosive a conductelor cu alcătuire clasică realizată din pelicule de polimeri, aceste valori se modifică în plus sau minus cu circa 5 %.

Din datele indicate de I.D.G.B. rezultă că din volumul lucrărilor conductelor de termoficare (ducere şi întoarcere), exprimat în m, executate pe şantierele din Bucureşti între anii 1962—1964, s-a executat un volum de circa 50 % conducte cu diametrul sub 300 mm şi circa 50 % conducte cu diametrul peste 300 mm.

Dintre acestea, conductele cu diametrul de 300 mm, 400 mm şi 500 mm au fost executate în procentul cel mai mare şi anume între 15 % şi 20 %.

Extrapolîndu-se rezultatele obţinute pentru conductele cu diametrul de 300 mm, se apreciază că la conductele cu diametrul de 800 mm, îngropate în pămînt, se poate obţine o economie de circa 10 %.

Ţinînd seamă că preţurile de fabricaţie a betonului celular autoclavizat, în cazul unei fabricaţii de serie, poate să se reducă, şi că experimentarea s-a făcut pe tronsoane în cîmp de 27 m pe m de conductă (ducere şi întoarcere), presupunînd că celelalte elemente necesare exploatării : cămine de vizitare, lire de dilataţie, compensatoare, vane etc. sînt aceleaşi ca în cazul amplasării conductelor în canal, se consideră că preţurile de deviz obţinute pe conductele de termoficare experimentale sînt orientative.

CONCLUZII

1. În urma realizării lucrărilor experimentale privind izolarea conductelor de termoficare cu beton celular autoclavizat — tip spumos (turnat monolit şi în cochilii) şi cu vată minerală, îngropate în pămînt, s-au obţinut numeroase date practice privind tehnologia de execuţie a acestui nou procedeu de izolare.

Cu această ocazie o serie de cercetători, proiectanţi şi executanţi au căpătat cunoştinţe noi în ceea ce priveşte executarea unor asemenea lucrări.

În ceea ce priveşte executarea propriu-zisă a lucrărilor s-a constatat că soluţia cu beton celular autoclavizat monolit se poate realiza centralizat pe conducte izolate prefabricate care pot fi transportate cu mijloace disponibile în ţara noastră.

Depozitarea, transportul şi montarea pe şantier a materialelor pentru izolarea conductelor nu conduc la dificultăţi în comparaţie cu metoda clasică.

2. În ceea ce priveşte eficienţa economică se constată că izolarea conductelor îngropate în teren devine avantajoasă la diametre mai mari de 300 mm, care reprezintă circa 50 % din lucrările executate în Bucureşti, ordinul acestei eficienţe, în comparaţie cu soluţiile clasice la diametrul de 800 mm, fiind între 10 % (beton spumos turnat monolit) şi 20 % (beton spumos în cochilii sau vată minerală).

La diametre mici, singura soluţie care intră în competiţie cu soluţia clasică este izolaţia din beton celular autoclavizat în cochilii, care faţă de cea mai ieftină soluţie tradiţională (radier de beton cu bolţari de beton armat) este cu circa 2 % mai scumpă. Faţă de alte tipuri de soluţii tradiţionale, cele noi devin mai ieftine, între 0 şi 15 % (în funcţie de alcătuirea izolaţiei şi structura de comparaţie).

În ceea ce priveşte manopera, numai soluţiile cu beton celular autoclavizat prezintă eficienţă, cea din beton turnat monolit cu 30—40 %, iar cea în cochilii cu 0—15 %, în funcţie de diametrul conductelor izolate.

Ţinînd totuşi seamă că eficienţa economică a fost elaborată pentru metrul liniar de conductă dus-întors, amplasată în spaţii verzi, fără a ţine seamă de canale, lire de dilataţii, compensatoare, pe global, eficienţa poate să se schimbe şi datele de mai sus să aibă un caracter orientativ.

3. Tronsonul experimental de reţea fiind montat în zonă verde, în prezenta lucrare nu s-au putut prezenta concluzii asupra lucrărilor montate în zone carosabile.

De asemenea nu s-au prezentat concluzii în ceea ce priveşte starea de eforturi în izolaţie şi conducte, datorită lipsei de aparatură.

4. Comportarea în timp a straturilor izolatoare ale conductelor este necesar a se urmări prin sondaje, începînd după trecerea cel puţin a unei ierni de exploatare normală a acestor conducte.

Rezultate privind valorificarea industrială a prafului colectat de electrofiltrele cuptoarelor rotative pentru fabricarea clincherului la fabrica de ciment Turda

Ing. Gh. Crişan, ing. A. Buda şi ing. C. Neamţu

I. ASPECTE PRIVIND PRĂFUIREA ȘI CAPTAREA PRAFULUI

Fabrica de ciment Turda, încă cea mai mare fabrică din țară, este dotată cu nouă cuptoare rotative pentru arderea clincherului, capacitățile de producție ale acestora variind între 120 t/zi și 900 t/zi. Cinci dintre cuptoare a căror capacitate este peste 300 t/zi sînt dotate cu electrofiltre, restul cuptoarelor de capacitate scăzută nefiind prevăzute cu electrofiltre, deoarece praful evacuat este în cantități mici.

Cantitatea de praf ce se elimină din cuptoarele echipate cu electrofiltre este de 410-490 t/zi, echivalînd cu 500—650 t/zi făină uscată, respectiv 320-400 t/zi clincher, producție echivalentă capacității unui cuptor „23 August" care lucrează pe procedeul umed, procedeu prin care lucrează cuptoarele fabricii de ciment Turda.

Rezultă că în cazul funcționării electrofiltrelor cu un randament mediu de circa 85-90%, la actualii indici extensivi de funcționare a cuptoarelor, din praful colectat, s-ar putea produce anual 100 000 t/clincher.

Avînd în vedere faptul că din prețul de cost al clincherului, cheltuielile pentru pregătirea materiilor prime și prepararea pastei reprezintă circa 50%, rezultă că economiile anuale realizabile sînt de circa șase milioane lei la materia primă și circa un milion lei la combustibil, avînd în vedere că praful este o materie primă într-un stadiu avansat de pregătire (parțial decarbonatată și uscată).

Din cele de mai sus rezultă că, prin captarea și utlizarea prafului la fabricarea clincherului, se obțin mari avantaje economice, numai la fabrica Turda fiind de nivelul a 6-7 milioane lei anual.

Dar, pe lîngă avantajele economice, captarea prafului, care pînă la găsirea metodelor de utilizare era evacuat în cea mai mare parte în atmosferă, prezintă și o importanță social-igienico-sanitară deosebită.

Problema menținerii unei atmosfere acceptabile a localităților cu fabrici de ciment este legată direct de posibilitatea de utilizare continuă a prafului captat, deoarece fără posibilitatea de extracție continuă a prafului captat cu electrofiltrele nu se poate asigura funcționarea electrofiltrelor, chiar dacă toate celelalte condiții tehnice sînt îndeplinite.

Electrofiltrele montate la fabrica de ciment Turda au în dotare instalații electrice fabricate în Anglia, R.P.U., și R.S. România și mecanice fabricate în Anglia și R.S. România.

Dacă instalațiile electrice satisfac în exploatare, instalațiile mecanice, în special cele IAUPS, încă nu sînt la nivelul la care să poată asigura o funcționare sigură și de lungă durată, la aceasta fiind necesară încă o serie de îmbunătățiri.

Avînd în vedere marea importanță socială a captării prafului și marea importanță economică a utilizării lui, în fabrica de ciment Turda a existat o preocupare continuă, încă din anul 1961, privind captarea și găsirea unor procedee de utilizare a prafului, pe această linie lucrîndu-se în colaborare cu I.P.C.M.C. și cu ajutorul D.G.I.S.

Acest material prezintă rezumativ rezultatele obținute în această problemă, în condițiile de materie primă și tehnologie din fabrica de ciment Turda.

Ca material praful reprezintă un amestec mecanic de granule uscate dintre cele mai fine, antrenate de curentul de gaze care în zonele de antrenare a prafului (sfîrșitul zonei de uscare și începutul zonei de decarbonatare și mai puțin în rest) are viteze mari (6-20 m/s). Din analizele fizico-chimice efectuate pentru praf, rezultă că este un amestec de făină uscată din pastă cu făină decarbonatată și urme de praf din clincher.

Ca finețe, praful depinde de gradul de măcinare a materiilor prime din pastă, în general avînd dimensiunile particulelor sub 200μ, pe fracțiuni fiind cuprinse între diverse limite.

La praful electrofiltrelor cuptoarelor CR 800, la determinările efectuate prin cernere umedă peste 60μ și prin separare cu aer (separator Gonell) pentru fracțiuni sub 60μ, s-au obținut următoarele rezultate :

— între 200 μ și 100 μ .... 6—17%
— între 100 μ și 60 μ .... 12—20%
— între 60 μ și 30 μ ..... 24—33%
— sub 30 μ .... 50—60%.

Depunerea prafului în electrofiltru se face dependent de finețe, la intrare în electrofiltre fiind reținute în cea mai mare parte fracțiunile grosiere, iar spre ieșire cele mai fine.

Pentru comparația compoziției chimice a prafului cu a pastelor, ce se ard în cuptoarele rotative generatoare de praf, se dau mai jos valorile procentuale limită ale rezultatelor analizelor :

	Praf	*Pastă*
P.C. %	16 — 25	34 — 35
SiO_2 %	14,3 — 16	13 — 15
Al_2O_3 %	4 — 5,5	3,5 — 4,5
Fe_2O_3 %	2,2 — 3,5	2 — 3,5
CaO %	45 — 54	42 — 45
MgO %	0,35 — 0,9	0,6 — 0,8
K_2O %	0,9 — 4,6	= 1,5 — 2,2
Na_2O %	1,1 — 2,5	
SO_3 %	0,5 — 2,5	0,2 — 0,4
CO_2 %	19 — 23	34 — 35
MSi %	2,0 — 2,2	1,8 — 2,4
MA_1 %	1,5 — 2,2	1,7 — 2,1.

Comparînd rezultatele de mai sus se constată că, exceptînd P.C. și alcaliile, între compoziția chimică a prafului și pastă nu există diferențe mari, putîndu-se aprecia ca fiind compoziții apropiate, ceea ce conduce la ideea că, prin arderea prafului prin diverse procedee fără corecții esențiale, se poate obține clincher.

II. METODE DE VALORIFICARE INDUSTRIALĂ A PRAFULUI EXPERIMENTAT LA FABRICA DE CIMENT TURDA

La fabrica de ciment Turda, s-au experimentat următoarele metode de utilizare a prafului :

— folosirea ca liant la mortare și betoane :

— transformarea prafului în pastă pentru alimentarea cuptoarelor ;

— reintroducerea în cuptor sub formă de granule ;

— reintroducerea în cuptor prin metoda uscată.

1. Folosirea ca liant pentru mortare și betoane

I.P.C.M.C. - Cercetări a efectuat o serie de experimentări de laborator pentru a determina condițiile tehnologice de utilizare a prafului ca adaos la măcinarea cimentului.

Lucrările de laborator au arătat că pentru utilizarea prafului ca adaos este necesar ca, în afară de clincher și praf, să se mai utilizeze tras și ghips, finețea lor la care se macină determinînd calitatea cimentului.

Tabela 1

	Clincher	Ghips	Tras	Praf
P.C. %	1,3	—	15—16	19,5
SiO_2 + ins. %	21,7	4,88	56,1	16,42
Al_2O_3	5,88	0,57	12,48	4,96
Fe_2O_3	3,18	—	3,36	2,62
CaO	65,8	32,65	5,34	46,9
MgO	1,27	0,20	1,36	0,83
SO_3	—	43,6	—	1,78
K_2O	—	—	—	2,13
Na_2O	—	—	—	3,45
$CaSO_4 + 2H_2O$	—	88,8	—	—
Umidit. + H_2O constituţie	—	17,24	2	—

Componenţii utilizaţi au avut compoziţiile date în tabela 1.

În urma rezultatelor de laborator, în colaborare cu I.P.C. M.C.-Cercetări, fabrica de ciment Turda a efectuat o experimentare semi-industrială care s-a efectuat în modul următor :

Praful de la electrofiltre s-a transportat cu autobasculantele în hala de clincher, de unde, cu podul rulant, s-a încărcat pe bandă şi s-a introdus în silozul de zgură al unei mori, dozîndu-se la intrare în moară cu un dozator disc (farfurie) adaptat pentru praf.

Trasul s-a preconcasat într-un concasor Titan II, apoi amestecat în proporţiile cerute cu ghipsul, s-a dublu concasat într-un concasor Titan I.

La primele experimentări s-a utilizat 40 % clincher, 40 % praf, 14 % tras şi 6 % ghips.

S-a încercat fabricarea cimenturilor cu praf după diverse reţete, avînd compoziţiile :

— clincher	23—60 %
— praf	15—50 %
— tras	10—24 %
— ghips	5—6 %.

Experimentările s-au extins utilizînd şi ciment în loc de clincher sau zgură în loc de tras.

Din determinările efectuate pe aceste cimenturi s-au tras următoarele concluzii :

— Timpul de priză variază de la o probă la alta în limitele date de STAS, constatîndu-se că atît începutul cît şi sfîrşitul prizei s-au lungit faţă de etalon.

— Rezistenţele mecanice la 3 şi 7 zile scad aproximativ cu acelaşi raport cu procentul de praf în amestec, iar la 28 zile scăderea este de circa 10 %, ceea ce arată că praful se comportă ca un adaos hidraulic lent, de calitate inferioară.

Trasul dă o alură normală de variaţie curbei de întărire, îmbunătăţind rezistenţele.

Cimenturile obţinute cu diversele reţete au avut rezistenţele cuprinse între 150—470 kgf/cm² la 28 zile, valorile mai mici fiind la proporţii mari de praf.

— Granulaţia trasului şi a ghipsului înainte de măcinare influenţează apreciabil calitatea cimentului, fapt ce impune o dublă concasare.

— Procesul de măcinare trebuie efectuat în două trepte, în prima treaptă se macină toţi componenţii exclusiv praful şi în a doua treaptă se introduce şi praful.

— Dozajul constituienţilor, şi în special al prafului, nu se poate realiza cu instalaţiile actuale existente în fabricile de ciment.

— Cimentul cu praf trebuie măcinat mai fin decît cimentul normal, cu R 4 900 sub 8 %, ceea ce înseamnă reducerea productivităţii morilor.

— Conform normativului C. S. C. A. S., cimentul cu praf se poate utiliza numai la temperaturi peste 16°C, deci circa 4 luni pe an.

Din cele de mai sus rezultă că din clincher, praf, tras şi ghips, sau clincher, praf, zgură şi ghips, în diferite proporţii, se poate obţine ciment cu caracteristici mecanice mai scăzute decît la cimentul normal, dar pentru funcţionarea prin acest procedeu este necesară proiectarea şi construirea unei linii tehnologice noi, compusă din instalaţii de transport, depozitare, omogenizare praf, concasare-tras şi ghips, dozare şi măcinare dublă, toate acestea fiind nerentabile pentru fabrică.

Avînd în vedere că cimentul obţinut este inferior calitativ nu are utilizare continuă şi că impune instalaţii speciale costisitoare, considerăm nejustificată aplicarea acestei metode.

2. Transformarea prafului în pastă pentru alimentarea cuptoarelor

Deoarece la fabrica Turda procedeul de fabricaţie a clincherului este umed, din pastă, s-a considerat ca soluţie raţională, din punct de vedere al procedeului, transformarea prafului într-o pastă, pasta preparată pentru ardere putînd fi în amestec cu pasta normală sau numai din praf. Şi la acest procedeu cercetările de laborator au fost efectuate de către I. P. C. M. C.-Cercetări, partea de experimentare industrială fiind pregătită de către fabrică cu coordonarea I. P. C. M. C.

Încercările de laborator au început în anul 1961 şi au continuat pînă în anul 1964, cînd s-au efectuat primele experimentări.

În prima parte a experimentărilor s-a folosit praf din camera de fum, continuîndu-se în a doua etapă cu praf colectat de electrofiltre.

Determinările de laborator au dovedit că este posibilă arderea unor paste cu praf preparate corespunzător, cu condiţia folosirii unui inhibitor pentru menţinerea fluidităţii. În toate cercetările s-a semnalat necesitatea de a se ridica conţinutul de apă din pastă pentru aceeaşi fluiditate ca pasta normală, presupunîndu-se încă din această fază că vor fi dificultăţi la circulaţia pastei prin conducte, bazine şi cuptoare.

Prima experimentare industrială la fabrica de ciment Turda s-a efectuat în decembrie 1964, iar cea de a doua experimentare în iulie-august 1965, cînd s-a urmărit şi comportarea în timp a pastei amestec (pastă normală şi pastă cu praf).

Experimentările au decurs în felul următor :

Praful extras continuu de la unul dintre electrofiltrele cuptoarelor CR 800 s-a introdus într-un amestecător cu patru şnecuri, cu sens de rotaţie diferit, în bazinul cărora se introducea praful şi apa la capătul de intrare. Sub nivelul bazinului şnecurilor era amplasat un alt bazin colector, din care pasta obţinută era preluată cu o pompă şi pompată într-un bazin de corecţie de 1 200 m³, amplasat la circa 80 m şi avînd înălţimea de circa 10 m.

În cele 12 zile de funcţionare a instalaţiei de preparare a pastei, s-au obţinut următoarele caracteristici pentru pastă :

	min.	max.	med.
— greutatea litrică	1 085—1 380	1 500—1 630	1 280—1 510
— conţinut în apă	39—50	49—65	44—50.

Variaţia mare a greutăţii litrice şi a umidităţii s-a datorat dozării neuniforme a prafului şi apei, neexistînd instalaţii de dozare a prafului alimentat, iar dozarea apei efectuîndu-se manual pe bază de observaţii.

Amestecarea pastei normale cu pastă din praf s-a făcut în bazinul de corecţie pe toată durata pompării pastei cu praf, barbotarea în vederea omogenizării efectuîndu-se prin şase guri, insuflîndu-se în mod continuu aer comprimat la 2,5—3 atm.

În tabela 2 se dau compoziţiile chimice ale prafului, pastei normale utilizate, ale pastei amestec obţinute, ale clincherului fabricat şi ale sedimentului depus în bazin.

Tabela 2

	Praf	Pastă normală	Pastă amestecată	Clincher	Sedimente
P.C. %	17—22	34,5	29,7—29,9	0,44	32,7
SiO_2	15,7	13,78	14,3—14,5	21,06	14
Al_2O_3	5,25	4,74	5 —5,5	6,52	4,3 —4,6
Fe_2O_3	2,35	2,66	2,4 —2,5	3,49	2,23
CaO	48,17	42,69	44 —44,25	63,45	42 —42,5
MgO	0,37	1,03	0,54—0,65	1,32	0,9 —1,1
Na_2O	3,86	—	0,9 —1,2	—	0,5 —1,5
K_2O	1,43	—	0,7 —0,9	—	0,8 —1,4
Alcalii totali	4,8	0,62	1,4 —1,75	1,82	1,04—2
SO_3	2,32	0,22	1,6 —1,7	1,57	1,6 —1,8
Cl_2	0,04	0,41	0,17—0,21	—	0,56—0,59
MS	2,07	1,86	1,8 —2,18	2,87	2,09—2,13
MA_1	2,24	1,78	2,04—2,28	1,87	1,92—2,26

Pasta amestec obţinută a avut umiditate 51,4% faţă de 44% cît a fost la terminarea preparării, greutatea litrică 1 400 — 1 460 g/l, reziduurile R_{900} = 1,2 — 1,8%, R_{4900} = = 5,8 — 8,3% şi împrăştierea 44—51 mm.

Variaţia caracteristicilor pastei de la preparare pînă la utilizare s-a datorat introducerii de apă suplimentară pentru spălarea conductelor.

Arderea pastei s-a făcut în perioada 6. VIII — 9. VIII 1965 într-un cuptor rotativ de mică capacitate (120 t/zi), realizîndu-se un clincher de bună calitate (greutate litrică 1 445—1 475 g/l) şi o funcţionare normală a cuptorului.

Cimentul obţinut prin măcinarea clincherului în moara de iaborator a avut următoarele caracteristici :

R_{900}(%)	Fineţe $R_{4\,900}$ (%)	Apa, pasta consist. normală (%)	Priza const. volum				Rezistenţă kgf/cm²			
			I	S	Turte	Inele	Trac.		Compres.	
							3 zile	7 zile	3 zile	7 zile
0,4	6,1	30	1,40	2,45	bună	2 mm	26,4	29	255	275

Concluziile finale referitoare la acest procedeu sînt următoarele :

— Pasta amestecată din pastă normală şi pastă cu praf se poate utiliza pentru arderea clincherului, la ardere neproducînd greutăţi.

— Prepararea pastei prezintă mari dificultăţi necesitînd instalaţii speciale de dozare praf, transformarea prafului în pastă, amestecarea pastei normale şi pastei cu praf ; pentru aceasta I. P. C. M. C. indică un bazin cu capacitate de pînă la 200 m³ şi cu agitare foarte puternică.

— Cele două experimentări dovedesc că acest procedeu nu poate fi utilizat industrial, deoarece pasta prezintă o mare tendinţă de sedimentare. Deşi, în perioada experimentărilor, agitarea pastei în bazinul de 1 200 m³ a fost mult îmbunătăţită faţă de celelalte bazine cu pastă normală, s-a depus un sediment care ocupă circa 30% din bazin, sediment care, ca aspect, părea cu umiditate de 6—8%, iar la determinarea umidităţii s-a găsit peste 43%, făcînd astfel impracticabilă folosirea în continuare a bazinului.

De asemenea, conductele prin care s-a transportat această pastă s-au înfundat după o scurtă staţionare şi actualmente ele sînt complet blocate.

Utilizarea întregii cantităţi de praf prin această metodă, avînd în vedere umiditatea de circa 50%, conduce la circa 1 400 m³ pastă/zi, necesitînd şapte bazine de omogenizare de cîte 200 m³ (indicate de I. P. C. M. C.) şi cel puţin cinci bazine de lucru reprezentînd o nouă instalaţie de depozitare, cu agitare mecanică şi pneumatică, care implică investiţii mari, spaţiu (inexistent în fabrică), energie electrică şi aer comprimat.

Arderea întregii cantităţi de pastă, ce ar rezulta din praf cu pastă normală, depăşeşte capacitatea cuptoarelor 1—4, în care se preconiza arderea acestei paste.

Avînd în vedere inconvenientele tehnologice arătate şi cheltuielile necesare, considerăm această metodă neaplicabilă industrial, neeconomică şi fără posibilităţi de a asigura utilizarea întregii cantităţi de praf colectat din fabrica de ciment Turda.

3. Reintroducerea prafului în cuptor sub formă de granule

Între anii 1963—1965, din iniţiativa fabricii de ciment Turda şi cu ajutorul continuu al I.P.C.M.C.-Cercetări, s-au efectuat încercări de granulare a prafului în studiu de laborator, în acest sens primele încercări de granulare efectuîndu-se la fabrica de ciment Bucureşti.

Din determinările efectuate, rezultă că aptitudinea la granulare a prafului de electrofiltru este submediocră, prăfuirea în cuptor fiind mult mai mare ca la funcţionarea cu pastă normală, iar îmbunătăţirea aptitudinii la granulare s-a făcut cu circa 0,4% moliftan raportat la materialul uscat.

Umiditatea necesară pentru o granulare normală a fost de 18—20%.

O metodă nouă folosită a fost cea a granulării prin presare a pastei de praf sub formă de bastonaşe ∅ 6—8 × 20—40 mm. La această metodă praful, după amestecare cu apă, în proporţie de 18—20%, intră într-o presă de unde iese sub formă de bastonaşe care curg prin ţeava de alimentare în cuptor.

Metoda ar putea fi folosită industrial dacă s-ar construi un amestecător praf-apă sau praf-pastă, special pentru realizarea unei paste omogene, care să alimenteze presa (utilaj ce urmează a se construi). Problema la care nu s-a găsit soluţionare tehnică a fost dozatorul pentru praf-apă sau praf-pastă, care trebuia să dozeze în limite foarte restrînse.

4. Reintroducerea prafului în cuptor prin metoda uscată

Avînd în vedere compoziţia chimică apropiată a prafului cu a pastelor normale, un colectiv din fabrică a propus şi experimentat în cuptor praful colectat la electrofiltre sub formă uscată, trecînd pe procedeu uscat cuptoarele ce urmează să ardă praful.

Primele experimentări s-au efectuat în cursul lunii noiembrie 1965, experimentări din care s-a tras concluzia că, din praful colectat fără corecţie ulterioară a compoziţiei, se poate obţine clincher.

Începînd cu ianuarie 1966 cuptorul nr. 4 a funcţionat numai cu praf.

Iniţial, pentru transportul şi introducerea prafului în cuptorul nr. 4, fabrica a montat o instalaţie provizorie care, în trimestrul III 1966, o dată cu trecerea şi a cuptorului nr. 3 pe procedeul uscat, a fost înlocuită cu instalaţia definitivă care se compune din următoarele :

— Pentru extragerea continuă şi etanşă a prafului de la electrofiltre la fiecare din cuptoarele 7—9, s-au montat cîte două transportoare (în total şase transportoare) care varsă praful într-un transportor colector şi care vor asigura cu praf buncărul de alimentare a celor două pompe Füller (15 t/h), ce vor lucra alternativ. Prin intermediul a două conducte de transport de ∅ 100mm, praful se transportă la buncărele pentru alimentarea cuptoarelor sau la trei buncăre pentru livrare în exterior.

— Praful extras din camera de fum de la cuptoarele 1—4, prin intermediul unei instalaţii formate din buncăre — pompă Füller, este transportat printr-o conductă (Ø 100 mm) la alimentarea cuptoarelor.

— Praful extras de la electrofiltrele cuptoarelor 5—6, prin intermediul a cîte unui transportor cu racleţi, este vărsat de acesta într-un transportor colector, apoi în buncărul de alimentare a două pompe pneumatice (15 t/h), de la care, prin conducta de Ø 100 mm, se transportă la alimentarea cuptoarelor.

— Instalaţia de alimentare a cuptoarelor 3—4 se compune din : două buncăre de 100 m³ fiecare, dozator celular, conducta de alimentare a cuptorului cu praf. Schimbarea alimentării cu praf dintr-un buncăr sau altul se face cu un distribuitor cu comandă pneumatică de la distanţă. Pentru asigurarea unei evacuări continue şi uniforme a prafului din buncăre, în partea de jos a acestora, s-a conceput un sistem de fluidizare cu aer, prin aceasta asigurîndu-se o curgere continuă a prafului prin dozatorul celular şi şiberul înclinat pentru reglajul alimentării. La cuptoarele 3 şi 4, care funcţionează cu praf, s-a redus secţiunea de evacuare a gazelor prin supraînălţarea pragului, s-a scos echipamentul interior şi s-a reînzidit, în locul betonului, cu cărămidă de şamotă.

Faţă de situaţia actuală de funcţionare cu praf a cuptoarelor 3—4, ţinîndu-se seamă de solicitările termice, colectivul fabricii studiază, în scopul îmbunătăţirii pentru mai departe a posibilităţii de extracţie mecanizată a prafului din camerele de fum, evitarea suprasolicitării termice a răcitoarelor planetare, cît şi a conductei de alimentare cu praf a cuptoarelor.

Arderea clincherului decurge în condiţii bune.

La analiza chimică a clincherului din praf efectuată de I. P. C. M. C., s-au găsit 0.08—0.58 K_2O şi 1.32—1.57 Na_2O, conform buletinului de analiză 3693 din 9. VII. 1966.

În urma determinărilor fizico-mecanice, la cimentul obţinut din clincher normal de la cuptoarele 1—4 cu clincher din praf de la cuptorul nr. 4, a cărui proporţie era de circa 30%, s-au obţinut următoarele rezultate :

a. Rezistenţe mecanice în kgf/cm²

	tracţiune				compresiune			
	1 zi	3 zile	7 zile	28 zile	1 zi	3 zile	7 zile	28 zile
1 cu 8% apă	28,3	29,1	25,7	33,5	272	339	362	462
2 cu 10% apă	23,3	30,7	—	—	273	346	—	—

b. Alte rezultate :

— apă pentru consistenţă normală	26 ml
— timp de priză	
— început	1,45 h
— sfîrşit	3,00 h
— reziduuri pe sita 4 900 och/cm²	7,05
— suprafaţa specifică cm²/g	3 720
— constanţa de volum	
— pe turte	bună
— pe inele	0,5 mm.

Avînd în vedere că în ciment conţinutul de alcalii nu trebuie să depăşească 0,6%, clincherul din praf se foloseşte în amestec cu clincherul din pastă normală.

Fabrica nu dispune de alte date asupra calităţii cimentului din praf, deşi institutul nostru a luat sau i s-au trimis nenumărate probe de clincher şi ciment fabricat din praf.

Pentru clarificarea definitivă a utilizării cimentului din praf este bine ca I.P.C.M.C. să-şi spună cuvîntul în acest sens.

Pentru asigurarea utilizării în întregime a prafului captat de la electrofiltre, în perioadele cînd unul din cuptoarele 3 sau 4 se găseşte în reparaţie, s-a prevăzut o instalaţie de alimentare cu praf a cuptorului nr. 2.

Producţia de clincher realizată în 1966.....	33 891 t
Producţia de clincher realizată în ianuarie-aprilie 1967	17 020 t
TOTAL	50 911 t.

Prin trecerea cuptoarelor 3 şi 4 pe procedeul uscat, datorită faptului că praful este un material semicalcinat, pentru arderea lui în cuptoare, consumul de combustibil este mult mai redus faţă de procedeul umed. Faţă de realizările anului 1965, pe cele două cuptoare, consumul de combustibil a fost micşorat cu 207,8—177 Nmc/t = 30 Nmc/t.

La producţia de clincher din praf realizat cu cele două cuptoare, economia de consum de combustibil este de :
50 911 t×30 Nmc/t = 1 527 330 m³×0,20 lei = 305 466 lei.

5. Valorificarea prafului prin vînzare către agricultură

Pentru a se crea posibilitatea de vînzare a prafului ca amendament în agricultură, pentru neutralizarea solurilor acide, s-a proiectat şi construit în fabrică o instalaţie de depozitare şi încărcare a prafului în vagoane şi autocamioane, formată din trei silozuri de circa 200 m³ fiecare, care sînt alimentate pneumatic de la cuptoarele CR 800. Se preconizează şi o răcire a prafului în aceste silozuri pentru a se putea încărca în vagoane sau autocamioane.

Ca o concluzie generală se constată că pentru găsirea soluţiilor de utilizare a prafului s-a efectuat un mare volum de lucrări de cercetare şi experimentare din partea ICMPC cu participarea colectivului fabricii noastre, care a condus în final la găsirea de către fabrică a metodei industriale de utilizare a prafului captat de la electrofiltre, valorificîndu-se astfel un material nevalorificat la fabrica de ciment Turda.

STUDII ŞI CERCETĂRI

Despre unele aspecte ale comportării în exploatare a unor clădiri de locuit şi industriale, executate cu panouri mari

Dr. ing. I. Brânzan, ing. I. Marcu, ing. F. Alexandrescu
INCERC

Extinderea în ţara noastră a noului sistem constructiv şi procedeu tehnic de execuţie, bazat pe folosirea panourilor mari prefabricate din beton armat, a pus problema cunoaşterii modului de comportare în exploatare a acestor clădiri, pentru precizarea măsurilor de luat prin proiectare şi la execuţie, pentru îmbunătăţirea comportării lor.

În acest scop, în anii 1964—1966, s-au efectuat cercetări în cadrul INCERC, avînd ca obiectiv principal determinarea prin măsurători directe, pe construcţii, a variaţiei de deschidere a rosturilor de la faţade şi a deformării de ansamblu a construcţiilor, sub influenţa variaţiilor temperaturii exterioare.

Cercetarea acestor aspecte s-a efectuat pe următoarele tipuri şi structuri de clădiri şi panouri de faţadă :

— clădiri de locuit cu p + 4 E executate, conform proiect IPCT 1013, cu panouri de faţadă portante de tipul „în trei straturi", avînd stratul portant dispus la interior şi legat rigid de structura interioară de mare rigiditate spaţială (fig. 1) ;

— clădiri industriale, cu faţadele realizate prin suprapunerea a cîte şase panouri mari autoportante, de tipul „în trei straturi", îmbinate elastic de stîlpii structurii de rezistenţă, prin intermediul unor plăci metalice (fig. 2).

Detaliile de etanşare a rosturilor verticale, asupra cărora s-au efectuat măsurătorile de variaţie a deschiderii, sînt prezentate în figurile 3 şi 4.

Variaţia deschiderii rosturilor verticale la clădirile puse în observaţie s-a măsurat cu ajutorul deformetrului cu microcomparator (cu precizia 1/100) cu baza de 200 mm, citirile făcîndu-se pe repere hexagonale din alamă, fixate simetric la fiecare nivel, de o parte şi alta a rostului vertical, la distanţa $d_2 \simeq 200$ mm luîndu-se cu suficientă exactitate

$$\delta = l_2 - l_1 \simeq d_2 - d_1. \qquad \text{(fig. 5)}$$

Măsurătorile privind deformarea de ansamblu a clădirii, pe direcţia faţadelor longitudinale, au constat în înregistrarea deplasării pe orizontală a reperilor care s-au fixat pe fiecare panou de pe verticala colţului clădirii şi s-au efectuat prin vizarea cu teodolitul a poziţiei fiecărui reper, în raport cu poziţia iniţial înregistrată pe o riglă metalică gradată, fixată la nivelul soclului, considerat indeformabil (fig. 6).

În figura 7 se prezintă alura deformaţiei sezoniere maxime înregistrate la o diferenţă de temperatură de 28°C, la două rosturi verticale de pe o faţadă orientată NV şi anume pentru rostul (A) situat la 1/2 din lungimea faţadei cuprinzînd 9

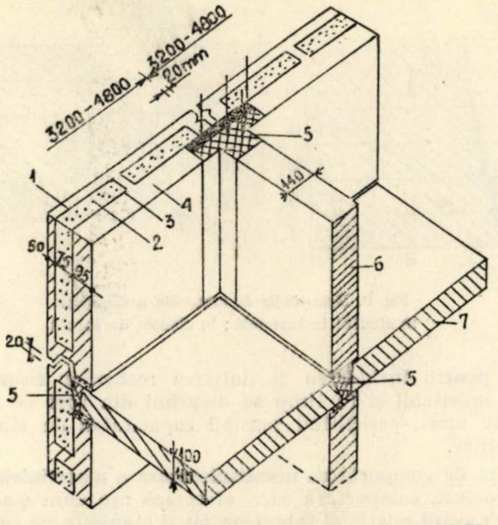

3200-4800
3200-4800
20mm
1
2
3
4
5
6
7
5
5
50
20
20
140
100

Fig. 1. Schema de alcătuire a structurii panourilor de faţadă şi a clădirilor de locuit

1 – strat exterior de protecţie; 2 – strat termoizolator; 3 – barieră contra vaporilor; 4 – strat interior portant B 250; 5 – beton turnat B 300; 6 – panou de perete interior portant; 7 – panou de planşeu

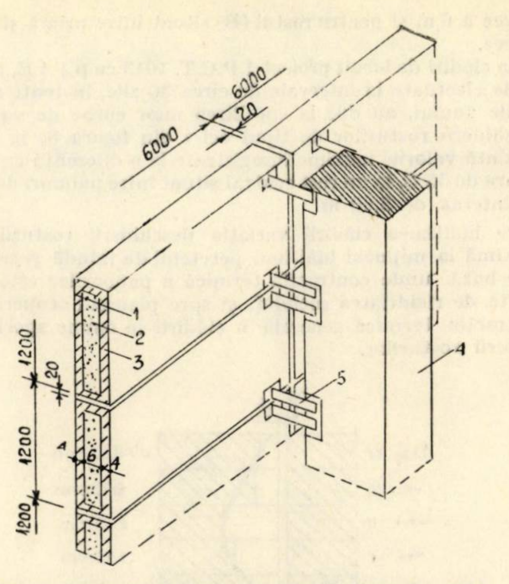

6000
6000
20
1200
20
1200
1200
1
2
3
4
5
6

Fig. 2. Schema de alcătuire a pereţilor de faţadă la clădiri industriale

1 – strat exterior de protecţie; 2 – strat termoizolator; 3 – strat interior portant; 4 – stîlp; 5 – plăcuţe metalice

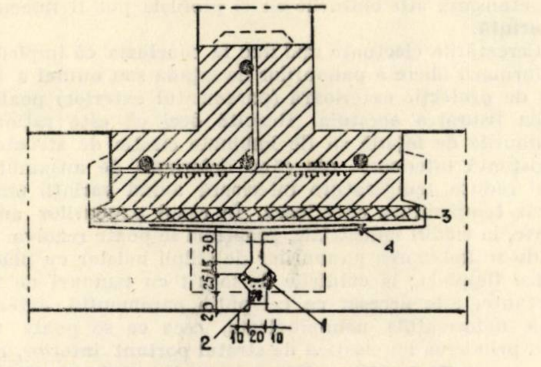

1
2
3
4
20 35 30
10 20 10

Fig. 3. Soluţia de etanşare a rosturilor verticale la clădirile de locuit

1 – segment de ţeavă PVC; 2 – mortar de ciment – var; 3 – strat termoizolator în îmbinări; 4 – pînză asfaltată

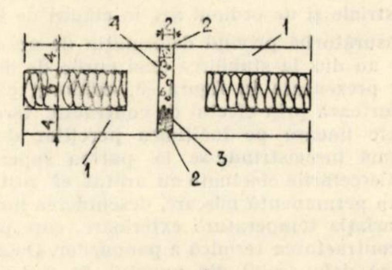


Fig. 4. Soluţia de etanşare a rosturilor verticale la clădirile industriale

1 – panou; 2 – mortar; 3 – frînghie gudronată; 4 – vată minerală

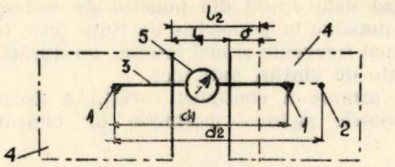

1
2
3
4
4
5
L2
d1
d2

Fig. 5.

1 – reper în poziţie iniţială; 2 – reper deplasat o dată cu panoul; 3 – deformetru; 4 – panou; 5 – rost (fisură)

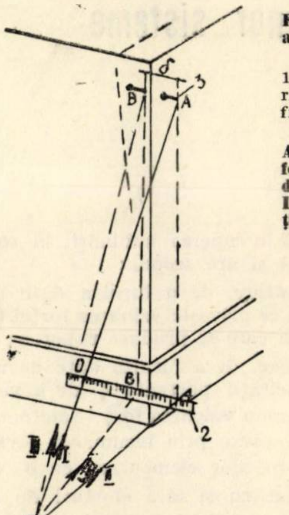

δ
1
2
3
A
B
O
I
II
III
IV
δ = ŌA – ŌB

Fig. 6. Schema de măsurare a deformaţiei de ansamblu a clădirilor

1 – bornă fixă la sol; 2 – riglă metalică gradată, fixată pe soclul construcţiei; 3 – reper

A – poziţia iniţială de referinţă; B – poziţia de deformare a construcţiei; I–II – viza şi citire iniţială; III – IV – viza şi citire la poziţia B

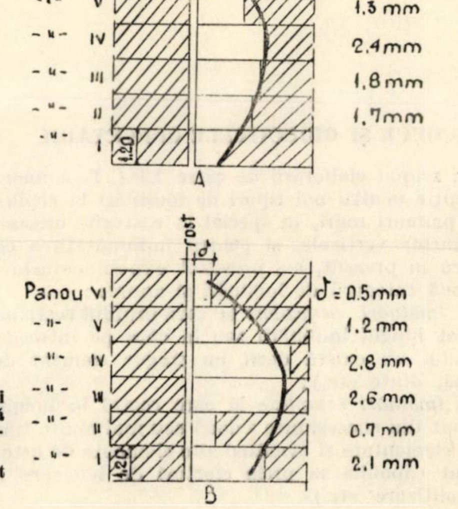


Fig. 7. Alura deformaţiei sezoniere maxime la două rosturi verticale de la clădiri industriale

A – rost central; B – rost la extremitatea faţadei travee a 6 m şi pentru rostul (B) situat între prima şi a doua travee.

La clădiri de locuit proiect I.P.C.T. 1013 cu p+4 E, măsurătorile efectuate la intervale de circa 30 zile, în toate anotimpurile anului, au dus la stabilirea unor curbe de variaţie a deschiderii rosturilor de tipul celei din figura 8, în care se prezintă valorile maxime înregistrate la o diferenţă de temperatură de 35°C, la un rost central situat între panouri de faţadă cu interax de 3,60 m.

Pe înălţimea clădirii variaţia deschiderii rosturilor este maximă la mijlocul înălţimii peretelui de faţadă şi se reduce spre bază, unde contracţia termică a panourilor este împiedicată de rigiditatea soclului, şi spre planşeul acoperiş, unde contracţia termică generală a clădirii se opune sporirii deschiderii rosturilor.

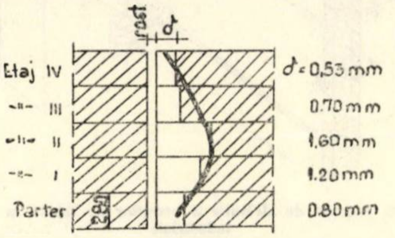


Fig. 8. Alura deformaţiei sezoniere la rosturile verticale de la clădiri de locuit

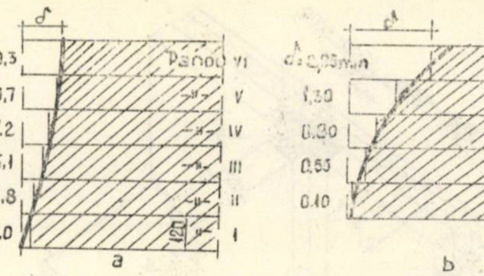


Fig. 9. Deformaţia de ansamblu a clădirilor
a) clădire industrială; b) clădire de locuit

În raport cu deschiderea iniţială a rosturilor (20 mm), variaţiile maxime înregistrate sînt de ordinul 14% la clădiri industriale şi de ordinul 8% la clădiri de locuit.

Măsurătorile privind deformaţia de ansamblu a construcţiilor au dus la stabilirea unei curbe de deformaţie de tipul celor prezentate în figura 9, conform cărora construcţiile se scurtează prin efectul de contracţie termică, cu variaţie practic lineară pe înălţimea pereţilor de capăt, valoarea maximă înregistrîndu-se la partea superioară a acestora.

Cercetările efectuate au arătat că rosturile de la faţade sînt în permanentă mişcare, deschiderea lor variind în raport cu variaţia temperaturii exterioare, care provoacă dilatarea sau contractarea termică a panourilor. Deschiderea rosturilor variază defavorabil din punctul de vedere al etanşeităţii, fiind maximă în perioadele de timp rece, tocmai cînd ploile sînt mai frecvente şi mai intense, au durată mai mare şi sînt însoţite de vînturi puternice.

Ca urmare a continuei variaţii a deschiderii rosturilor, materialele rigide — mortarele de ciment — curent utilizate pentru închiderea şi finisarea rosturilor fisurează în mod inevitabil şi în timp se desprind din rost pe porţiuni relativ mari, periclitînd sensibil capacitatea de etanşare a rosturilor.

Faţă de comportarea nesatisfăcătoare a materialelor rigide din rosturi, comportare care afectează aşa cum s-a arătat, atît aspectul estetic al faţadelor, cît şi etanşeitatea rosturilor, apare raţională cercetarea soluţiilor de etanşare fără mortar de închidere, cu „rosturi închise" cu ecran exterior din chituri elastice, sau cu „rosturi deschise", cu funcţionare mecanică, la care etanşarea se face cu diverse tipuri de profile elastice produse din mase plastice, care se introduc în profunzimea rosturilor; ca avantaje importante, pentru ambele variante de etanşare se menţionează că în cazul modificării în timp a caracteristicilor iniţiale, a materialelor principale de etanşare, atît chiturile cît şi profilele pot fi înlocuite cu uşurinţă.

Cercetările efectuate mai duc la concluzia că împiedicarea deformării libere a panourilor de faţadă sau numai a stratului de protecţie exterioară (paramentul exterior) poate provoca fisurarea acestuia. Rezultă deci că este raţional ca panourile de faţadă să fie îmbinate elastic de structura de rezistenţă interioară, ale cărei deformări de ansamblu sînt mai reduse, temperatura interioară avînd variaţii mai mici decît temperatura exterioară. În cazul panourilor autoportante, la clădiri industriale, problema se poate rezolva prevăzîndu-se îmbinarea panourilor de stîlpii halelor cu plăci metalice flexibile; la clădirile de locuit cu panouri de faţadă portante, este necesar ca cel puţin paramentul exterior să aibă deformaţiile neîmpiedicate, ceea ce se poate realiza prin prinderea lui elastică de stratul portant interior, respectiv cu agrafe metalice, sau prin susţinere în consolă etc., soluţii care sînt încă în curs de cercetare.

Cercetări experimentale privind comportarea unor sisteme de îmbinare la solicitări statice

Ing. F. Alexandrescu
INCERC

1. SCOPUL ŞI OBIECTIVELE CERCETĂRII

În scopul elaborării de către I.P.C.T. a unor proiecte de execuţie pentru noi tipuri de îmbinări la clădirile de locuit din panouri mari, în special la rosturile orizontale ale diafragmelor verticale, şi pentru îmbunătăţirea celor care se aplică în prezent, s-a prevăzut experimentarea la INCERC a două categorii de îmbinări şi anume:

a) *îmbinări elementare* la care profilul rostului este acelaşi în tot lungul îmbinării sau la care pe întreaga lungime a rostului nu există decît un singur element de rezistenţă (pană, dinte etc.);

b) *îmbinări complexe* la care rostul în lungimea sa este format din succesiunea a două sau mai multe tipuri de îmbinări elementare şi eventual alte elemente de beton sau beton armat capabile să preia eforturi de lunecare (stîlpişori de monolitizare etc.).

Experimentarea constă în ruperea îmbinării la solicitarea statică de forfecare pură şi are scopul:

— la îmbinările elementare, de a furniza date de apreciere comparative în ceea ce priveşte valoarea forţei tăietoare de rupere şi a modului în care se produce ruperea;

— la îmbinările complexe, de a furniza date de apreciere comparative asupra capacităţii portante şi de a verifica în ce măsură se poate determina valoarea forţei tăietoare de rupere a unei îmbinări complexe prin însumarea forţelor tăietoare de rupere a îmbinărilor elementare ce o compun.

Încercările s-au efectuat cu şi fără eforturi de compresiune uniform repartizate în lungul rostului şi normale pe acesta (cu valori reduse), eforturi care modelează compresiunile pe rost ce provin din încărcările gravitaţionale ale construcţiei reale.

În anul 1967 s-au experimentat: „Îmbinări elementare" şi anume:

I. Îmbinări pe pat de mortar.

II. Îmbinări cu subbetonare, cu feţe lise (feţele aferente ale panourilor verticale).

III. Îmbinări cu pene (realizate prin subbetonare), toate din beton simplu şi de calitatea execuţiei considerată ca „bună".

2. CARACTERISTICILE ELEMENTELOR EXPERIMENTALE

În vederea efectuării încercărilor planificate pentru anul 1967, s-au proiectat şi confecţionat două tipuri de panouri din beton armat de marcă B 400 şi anume:

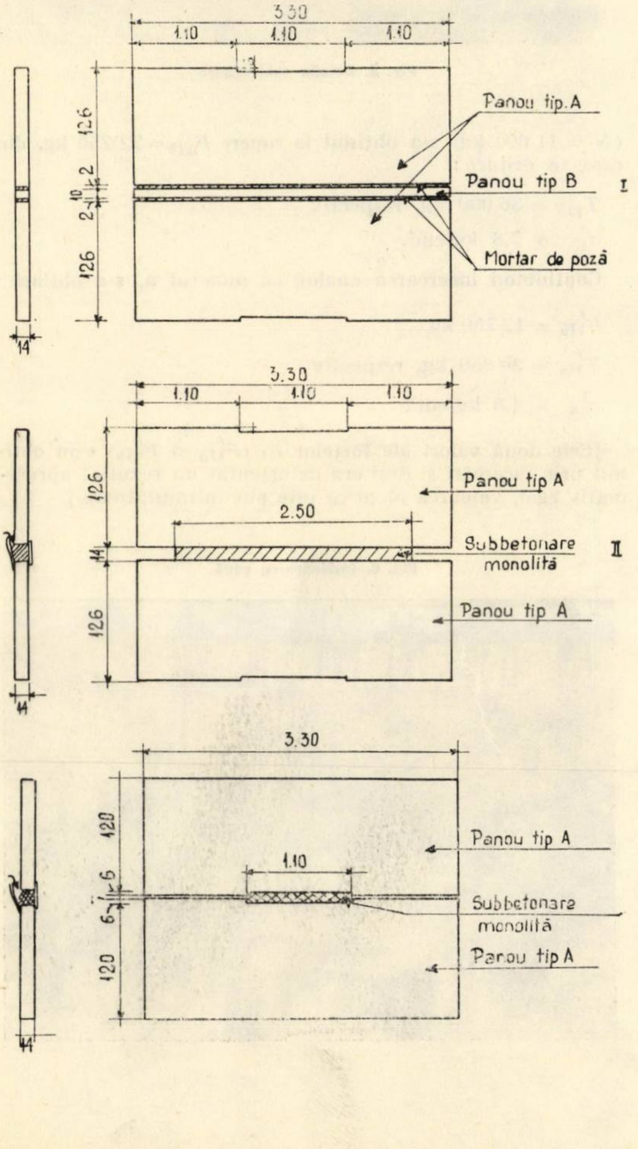
— panou tip A, două bucăţi, care pe laturile lungi să modeleze la scara 1 : 1 părţile superioare (respectiv inferioare) ale panourilor care alcătuiesc rostul orizontal;

— panou tip B, o bucată, care pe laturile lungi să modeleze la scara 1 : 1 porţiunea de panou de planşeu aferent rostului.

Ambele tipuri de panouri au fost realizate fie cu găuri, fie cu urechi pentru agăţare şi manipulare, cu întărituri metalice pentru aplicarea forţelor şi armare corespunzătoare transmiterii forţelor, fără a se distruge, în vederea folosirii lor de mai multe ori.

Din combinarea acestor tipuri de panouri au rezultat cele trei feluri de îmbinări (fig. 1).

Fig. 1. Tipurile de „îmbinări elementare" experimentate
I – îmbinare pe pat de mortar
II – îmbinare cu subbetonare cu feţe lise
III – îmbinare cu pană



3. SCHEMA DE ÎNCERCARE

Pentru realizarea solicitării de forfecare pură s-a folosit schema arătată în figura 2 conform căreia se obţin două cupluri de forţe egale şi de sens contrar, al căror efect asupra machetelor experimentale este arătat de diagramele M şi T.

Se observă că de-a lungul axei $(x-x)$ există o secţiune a elementelor în care momentul este nul, iar forţa tăietoare constantă şi egală cu T_1.

Prin aşezarea convenabilă a elementului experimental se poate produce într-o secţiune dorită solicitarea de forfecare pură ($M = 0$; $T = T_1$).

Încărcarea îmbinării în lungul ei cu eforturi normale de compresiune s-a realizat prin patru forţe concentrate N la extremităţile panourilor machetei.

Pentru realizarea practică a sistemului de forţe F şi N s-a folosit o instalaţie metalică şi trei prese hidraulice (fig. 2).

Presele au fost acţionate cu pompe manuale prevăzute cu manometre de presiune.

Pentru determinarea valorii forţelor s-au folosit diagrame „forţă presiune" determinate prealabil.

Controlul forţelor F s-a efectuat în plus cu ajutorul unor mărci tensometrice, aplicate pe tirantul metalic, iar repartiţia uniformă a forţelor N de-a lungul rostului şi perpendicular pe acesta, cu mărci tensometrice aplicate pe beton în apropierea îmbinării.

Eforturile unitare de compresiune normale pe rost s-au determinat teoretic cu formula:

$$p = \frac{2\,N}{d \cdot l_f}, \tag{1}$$

unde:

d este grosimea elementului (14 cm)

l_f — lungimea secţiunii de beton sau mortar supusă la forfecare (ptr. I, $l_f = 3{,}30$ m; ptr. II, $l_f = 2{,}50$ m; ptr. III, $l_f = 1{,}10$ m).

Forţa de forfecare T_1 în rost (secţiunea $x-x$) se determină după cum urmează:

F_1 fiind dat, rezultă:

$$F_2 = \frac{a}{b}\,F_1$$

$$T_1 = F_2 - F_1 = \frac{a}{b}\,F_1 - F_1 = \frac{a-b}{b}\,F_1 \tag{2}$$

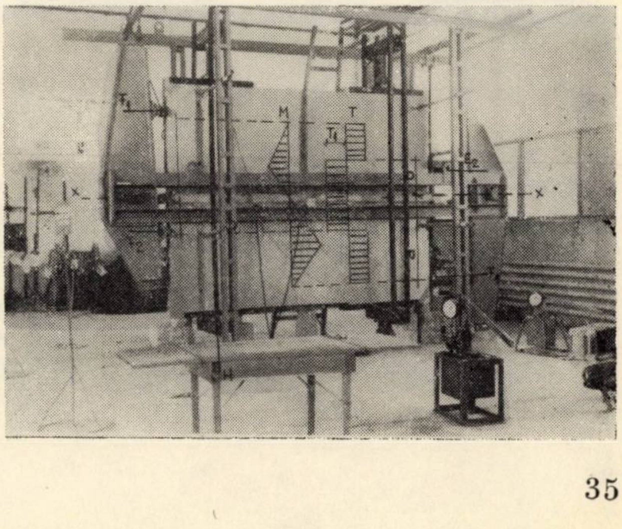
de unde luînd convenabil $a = 0{,}97$ m şi $b = 0{,}37$ m,

$$T_1 = 1{,}62\ F_1.$$

Efortul unitar corespunzător lui T_1 se determină după formula cunoscută

$$\tau = \frac{T_1}{d \cdot l_f}. \tag{3}$$

Fig. 2. Schema de încercare; instalaţia de forfecare; îmbinarea pe pat de mortar



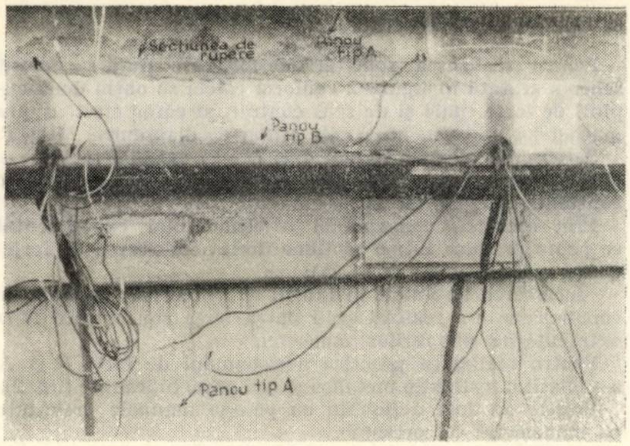


Fig. 3. Detaliu şi rupere a îmbinării pe pat de mortar

4. ÎNCERCĂRI EFECTUATE, REZULTATE OBŢINUTE

I. Îmbinări pe pat de mortar (fig. 2)

Cu aceste tipuri de îmbinări s-au efectuat trei încercări prin care s-a urmărit variaţia efortului τ în funcţie de marca mortarului din îmbinare şi de valoarea efortului normal de compresiune (p).

Montarea machetelor experimentale s-a făcut astfel: după pozarea primului panou tip A în axul dispozitivului de forfecare s-a turnat mortar în exces pe faţa lui superioară.

Panoul următor tip B a fost aşezat deasupra şi prin greutate proprie a expulzat excesul de mortar, pînă s-a aşezat pe două calaje de lemn de 2 cm înălţime.

Operaţia s-a repetat identic pentru pozarea panoului următor tip A.

Cele trei încercări au dat următoarele rezultate:

a. Pentru o rezistenţă la compresiune a mortarului din îmbinare la data încercării de 20 kg/cm² şi cu $p = 5$ kg/cm² ($N = 11\,600$ kg) s-a obţinut $F_{IIa} = 13\,750$ kg din care se deduce:

$T_{IIa} = 22\,250$ kg, respectiv

$\tau_{Ia} = 4{,}8$ kg/cm².

Cu acelaşi efort $p = 5$ kg/cm² s-a continuat încercarea. În momentul în care după rupere, frecarea dintre panou şi mortar a fost învinsă, forţa F_1 a rămas constantă şi egală cu $F^f_{IIa} = 12\,750$ kg din care se deduce:

$T^f_{IIa} = 20\,850$ kg şi respectiv

$\tau^f_{Ia} = 4{,}5$ kg/cm².

b. Pentru o rezistenţă la compresiune a mortarului din îmbinare la data încercării de 300 kg/cm² şi un $p = 5$ kg/cm² ($N = 11\,600$ kg) s-a obţinut la rupere $F_{IIb} = 22\,250$ kg, din care se deduce:

$T_{IIb} = 36\,000$ kg, respectiv

$\tau_{Ib} = 7{,}8$ kg/cm².

Continuînd încercarea analog cu punctul a, s-a obţinut:

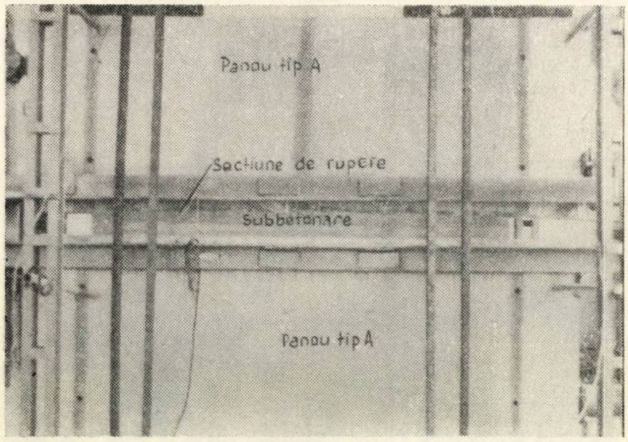
$F^f_{IIb} = 12\,750$ kg

$T^f_{IIb} = 20\,850$ kg, respectiv

$\tau^f_{Ib} = 4{,}5$ kg/cm².

[Cele două valori ale forţelor F^f_I (F^f_{IIa} şi F^f_{IIb}) s-au obţinut prin încercări şi deşi era de aşteptat un rezultat aproximativ egal, valoarea identică este pur întîmplătoare.]

Fig. 4. Îmbinare cu subbetonare cu feţe lise



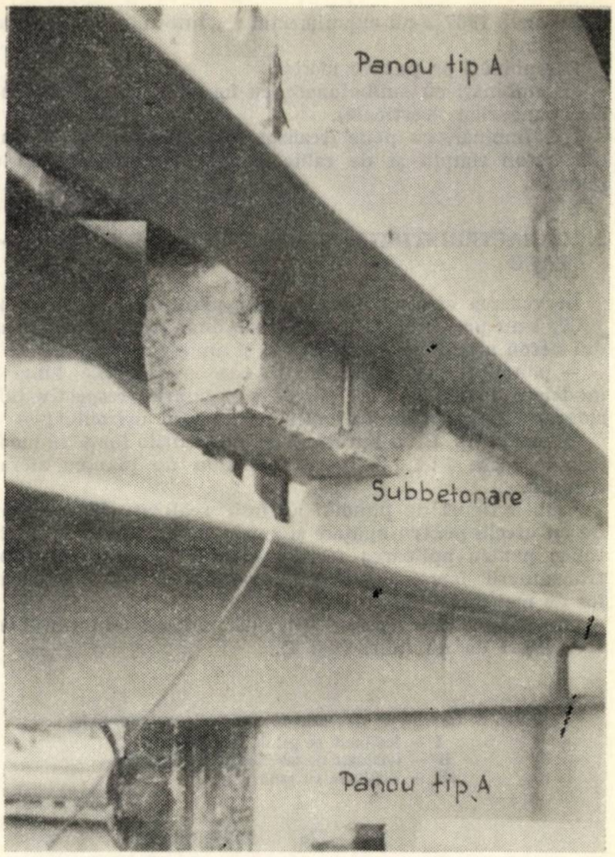
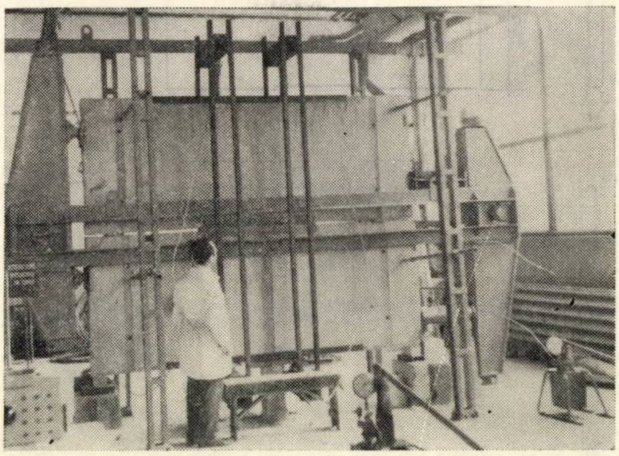


Fig. 5. Detaliu subbetonare

Fig. 6. Îmbinare cu pană



c. Pentru o rezistență la compresiune a mortarului din îmbinare la data încercării de 200 kg/cm² și $p = 0$ ($N = 0$) s-a obținut la rupere $F_{1\mathrm{I}c} = 10\,500$ kg, din care se deduce :

$T_{1\mathrm{I}c} = 17\,000$ kg, respectiv

$\tau_{Ic} = 3{,}7$ kg/cm².

În toate trei cazurile ruperea s-a produs casant prin cedarea adeziunii dintre mortarul de poză și panou (fig. 3).

II. Îmbinări cu subbetonare, cu fețe lise (fig. 4)

Cu aceste tipuri de îmbinări s-au efectuat două încercări prin care s-a urmărit variația efortului τ funcție de valoarea efortului normal de compresiune (p).

Montarea machetelor experimentale s-a făcut astfel : după pozarea primului panou tip A s-a așezat al doilea pe calaje de 14 cm înălțime.

După cofrarea corespunzătoare s-a turnat beton de consistență plastică ; la decofrare betonul arăta ca în figura 5.

Cele două încercări efectuate la o rezistență a betonului din îmbinare de 230 kg/cm² au dat următoarele rezultate :

a. Pentru $p = 5$ kg/cm² ($N = 8750$ kg) s-a obținut la rupere : $F_{1\mathrm{II}a} = 29\,500$ kg din care se deduce :

$\mathrm{T}_{1\mathrm{II}a} = 47\,500$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{II}a} = 13{,}6$ kg/cm².

Cu același efort $p = 5$ kg/cm², s-a continuat încercarea. În momentul în care după rupere, frecarea dintre panou și beton a fost învinsă, forța F_1 a rămas constantă și egală cu $F'_{1\mathrm{II}a} = 11\,000$ kg din care se deduce :

$T'_{1\mathrm{II}a} = 17\,800$ kg, respectiv

$\tau'_{\mathrm{II}a} = 5{,}1$ kg/cm².

b. Pentru $p = 0$ ($N=0$) s-a obținut la rupere $F_{1\mathrm{II}b} = 29\,000$ kg din care se deduce :

$T_{1\mathrm{II}b} = 47\,000$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{II}b} = 13{,}4$ kg/cm².

În ambele cazuri ruperea s-a produs casant prin cedarea adeziunii dintre betonul din îmbinare și panou.

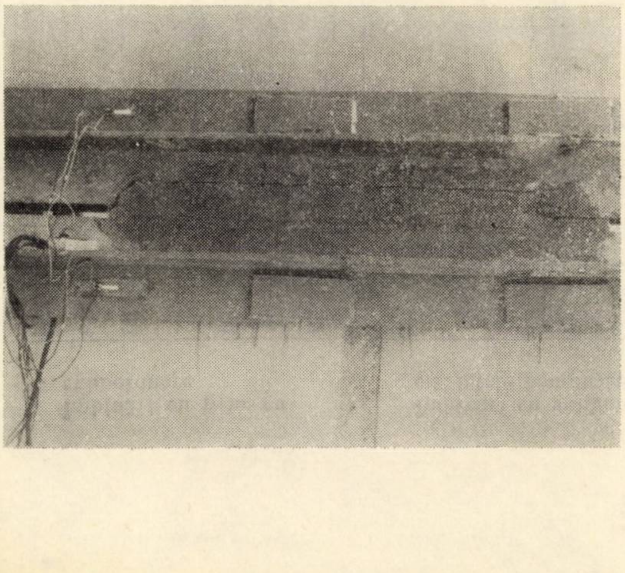
III. Îmbinări cu pene (fig. 6)

Cu aceste tipuri de îmbinări s-au efectuat două încercări prin care s-a urmărit de asemenea variația efortului τ funcție de valoarea efortului normal de compresiune (p).

Montarea machetelor experimentale s-a efectuat identic cu montarea celor anterioare, respectîndu-se deschiderea și lungimea rostului de forfecare, specifice îmbinării cu pene (fig. 6).

Cele două încercări efectuate la o rezistență a betonului din îmbinare de 250 kg/cm² au dat următoarele rezultate :

Fig. 7. Îmbinarea cu pană după rupere



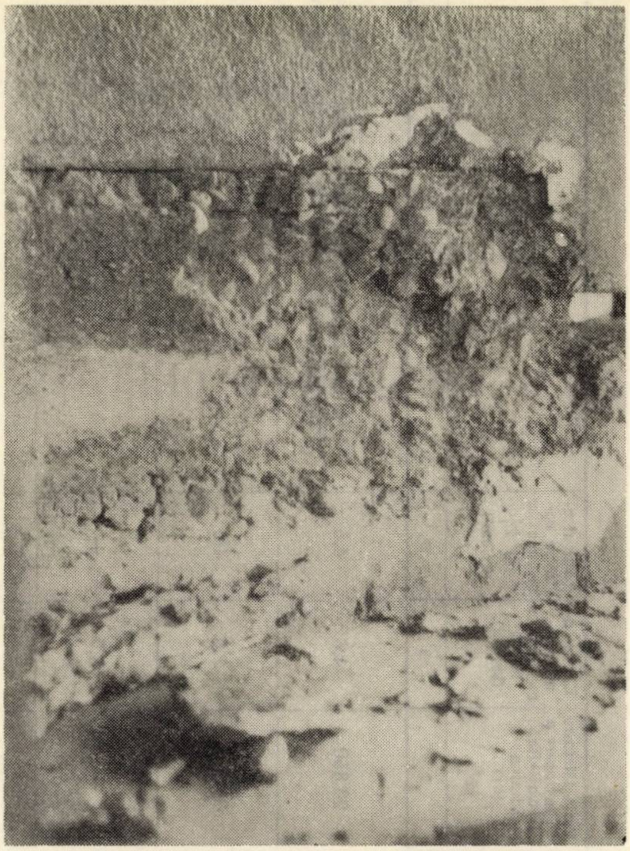


Fig. 8. Detaliu de rupere a îmbinării cu pană

a. Pentru $p = 5$ kg/cm² ($N = 3\,850$ kg) s-a obținut la apariția fisurilor $F_{1\mathrm{III}a\mathrm{A}} = 15\,500$ kg din care se deduce :

$T_{1\mathrm{III}aA} = 24\,500$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{III}a\,\mathrm{A}} = 16$ kg/cm² și la rupere $F_{1\mathrm{III}a\mathrm{B}} = 19\,100$ kg din care se deduce :

$T_{1\mathrm{III}a\mathrm{B}} = 31\,000$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{III}a\mathrm{B}} = 20$ kg/cm².

b. Pentru $p = 0$ ($N = 0$) s-a obținut la apariția fisurilor $F_{1\mathrm{III}b\mathrm{A}} = 12\,000$ kg din care se deduce :

$T_{1\mathrm{III}b\mathrm{A}} = 19\,500$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{III}b\mathrm{A}} = 12{,}6$ kg/cm² și la rupere $F_{1\mathrm{III}b\mathrm{B}} = 13\,000$ kg din care se deduce :

$T_{1\mathrm{III}b\mathrm{B}} = 21\,000$ kg, respectiv

$\tau_{\mathrm{III}b\mathrm{B}} = 13{,}6$ kg/cm².

În ambele cazuri ruperea s-a produs prin cedarea betonului din îmbinare la strivire în dreptul extremităților verticale ale penei (fig. 7, 8 și 9).

Fig. 9. Detaliu de rupere a îmbinării cu pană

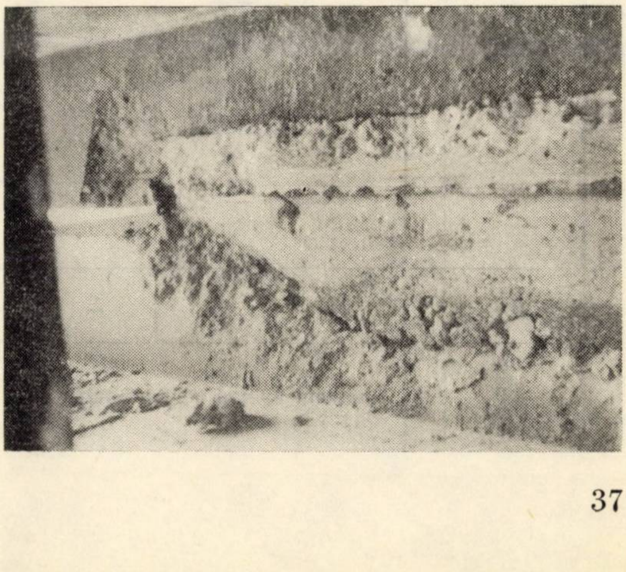
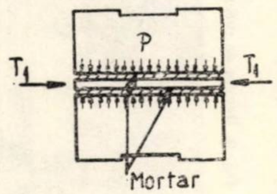
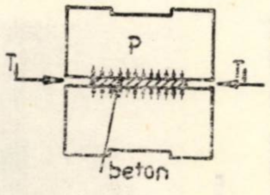
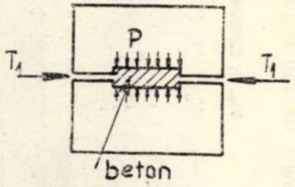


Tabela 1

Tipul îmbinării	Nr. crt.	Schema machetei	Rezistența materialului din îmbinare la încercare (determinată pe cuburi) (kg/cm²)	Compresiunea perpendiculară pe rost (kg/cm²) p	Forța tăietoare de rupere (kg) T_1	Forța tăietoare de învingere a frecării fără adeziune (kg) T_1^f	Efortul unitar corespunzător lui T_1 (kg/cm²) τ	Efortul unitar corespunzător lui T_1^f (kg/cm²) τ^f	Modul de rupere a îmbinării
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Îmbinări pe pat de mortar	Ia		20	5	22 250	20 850	4,8*	4,5**	* Prin cedarea aderenței dintre mortar și panou ** Prin învingerea frecării dintre mortar și panou
	Ib		300	5	36 000	20 850	7,8	4,5	Idem
	Ic		200	0	17 000	—	3,7*	—	Idem
Îmbinări cu subbetonare cu fețele panourilor lise	IIa		230	5	47 500	17 800	13,6*	5,1**	* Prin cedarea aderenței dintre beton și panou ** Prin învingerea frecării dintre beton și panou
	IIb		230	0	47 000	—	13,4*	—	Idem
Îmbinări cu pene cu subbetonare	III a A		250	5	24 500	—	16	—	Apariția fisurilor
	III b B		250	5	31 000	—	20	—	Prin strivirea locală a betonului din îmbinare
	III B a		250	0	19 500	—	12,6	—	Apariția fisurilor
	III b B		250	0	21 000	—	13,6	—	Prin strivirea locală a betonului din îmbinare

5. CONCLUZII

Cercetările experimentale efectuate au adus o serie de date concludente în problema comportării „îmbinărilor elementare" la solicitări statice de forfecare pură, cu şi fără eforturi de compresiune normale pe rost, conducînd la rezultate (tabela 1) pe baza cărora se pot formula următoarele concluzii şi indicaţii pentru proiectare :

— „Forţa de lunecare capabilă" a îmbinărilor de tipul „pe pat de mortar" creşte o dată cu marca mortarului ; ca urmare alegerea mărcii mortarului din îmbinare poate fi determinată şi teoretic, în funcţie de valoarea forţei de lunecare de calcul, nu numai pe considerente de ordin constructiv.

— Eforturile de compresiune normale pe rost îmbunătăţesc simţitor comportarea îmbinărilor elementare de toate tipurile ; în consecinţă încărcările gravitaţionale ale structurii contribuie la preluarea în mai bune condiţii a forţelor de lunecare din rosturile orizontale.

— Luînd drept criteriu de comparaţie efortul unitar de forfecare maxim realizat la încercare (determinat prin raportul dintre forţa tăietoare la rupere şi suprafaţa secţiunii forfecate) rezultă că rezistenţa maximă o prezintă îmbinările cu pene, pe cînd îmbinările pe pat de mortar opun rezistenţa minimă.

— În ceea ce priveşte cedarea îmbinărilor la solicitarea de forfecare pură, cercetările efectuate au arătat că cedarea îmbinărilor nu se produce prin depăşirea rezistenţei la forfecare $\left(\tau\begin{matrix}\text{forfecare}\\ \text{rupere}\end{matrix}\right)$ a mortarului sau betonului, ci se produce astfel :

— fie prin cedarea aderenţei dintre mortarul sau betonul din îmbinare şi panou ;

— fie prin depăşirea frecării dintre materialul din îmbinare şi panou ;

— fie prin strivirea locală a betonului din îmbinare.

Rezultă că materialul din îmbinare prezintă suficiente rezerve de rezistenţă pînă la atingerea efortului unitar de rupere prin forfecare, rezerve care pot fi puse în valoare prin măsuri constructive adecvate. Astfel la îmbinarea cu pene, prin mărirea suprafeţei de strivire, se poate determina ca materialul din îmbinare să fie solicitat la forfecare, sporindu-se în acest mod forţa tăietoare de care este capabilă îmbinarea.

Se menţionează că aceste concluzii rămîn valabile numai în condiţii de execuţie a îmbinărilor considerate ca cel puţin „bune" şi că, în raport cu numărul relativ mic de încercări, valorile efortului unitar τ determinate sînt numai orientative.

În ceea ce priveşte aplicarea numai a îmbinărilor elementare în tot lungul unui rost orizontal (pe întreaga diafragmă) se consideră că aceasta trebuie limitată la cazul clădirilor situate în regiuni neseismice, deoarece forţele seismice ascensionale pot reduce influenţa favorabilă a încărcărilor gravitaţionale, cu efectul reducerii forţei tăietoare capabile a îmbinărilor elementare.

Îmbinarea „pe pat de mortar" este folosită în prezent la proiectul ISCAS 4209 „Clădire experimentală cu panouri mari din zgură expandată" — Deva.

Faţă de rezultatele obţinute pînă în prezent la încercările „îmbinărilor elementare", se prevede pentru viitor cercetarea experimentală a „îmbinărilor complexe" din diafragmele verticale ale clădirilor de locuit din panouri mari cu multe niveluri construite în zone seismice.

Îmbunătăţirea fundamentării duratelor normate de execuţie a clădirilor de locuit cu aplicarea metodelor statistico-matematice

Ing. M. Avram, ing. Gr. Chircoreanu
INCERC

Accelerarea ritmului de execuţie a obiectelor de construcţii, în vederea punerii în funcţiune mai devreme a investiţiilor, constituie un obiectiv de bază al etapei actuale, datorită consecinţelor economice favorabile ce decurg din scurtarea termenelor de punere în funcţiune pentru constructor şi în special pentru beneficiarii de investiţii.

Un mijloc important pentru stimularea organizaţiilor de construcţii-montaj şi a altor factori care pot contribui la accelerarea ritmului de execuţie a construcţiilor îl constituie normarea pe baze tehnico-ştiinţifice a duratei de execuţie a obiectelor de construcţii.

Normarea duratei de execuţie în construcţii ridică probleme numeroase în ceea ce priveşte alegerea surselor, unităţile de referinţă, metodele de calcul precum şi modul în care se ţine seama de principalii factori care influenţează durata de execuţie (structura constructivă, mărimea obiectelor, numărul de niveluri, suprapunerea execuţiei peste perioada de timp friguros etc.).

Primul act normativ în acestă direcţie a fost elaborat la noi în anul 1957 cu titlul „Normativ provizoriu privind durata de execuţie a obiectelor de construcţii-montaj" P. 86.03—57.

În urma aplicării acestui normativ, în perioada următoare, s-a constatat necesitatea actualizării lui, deoarece prin introducerea într-o măsură tot mai mare a tehnicii noi la executarea lucrărilor de construcţii-montaj, duratele normate stabilite au devenit prea largi, ne mai fiind mobilizatoare, iar organizaţiile fruntaşe de execuţie realizau frecvent scurtări însemnate ale acestor durate. Normativul actualizat a fost aprobat de C.S.C.A.S. cu indicativul C. 5—62, devenind obligatoriu pentru toate compartimentele de activitate : planificare, proiectare şi execuţie.

În prezent se studiază posibilităţile de îmbunătăţire a normativului de durată de execuţie în vigoare pentru partea privind clădirile de locuit, necesitatea actualizării rezultînd din următoarele cauze principale :

— Faţă de situaţia din 1961, cînd s-a făcut ultima actualizare a normativului de durate de execuţie în vigoare, a intervenit aplicarea unor structuri constructive şi procedee de execuţie noi, care influenţează durata de execuţie, şi care nu au fost luate în consideraţie în normativul existent (de exemplu structura din beton armat executată cu cofraje glisante).

— În perioada din 1961 pînă în prezent suprafaţa desfăşurată medie a unui apartament a crescut cu 18% (de la 60 la 71 m^2).

— Corelaţia între duratele normate, diferenţiate în funcţie de parametrii principali care influenţează duratele normate (număr de niveluri, număr de apartamente, structura constructivă), nu este destul de justă. Acelaşi lucru este valabil şi în ceea ce priveşte unii termeni de corecţie (pentru subsol, etajare etc.).

— Unitatea de referinţă a duratelor de execuţie din normativul în vigoare — apartament fizic — nu este cea mai potrivită, întrucît nu reflectă variaţia suprafeţelor apartamentelor (de la garsonieră pînă la apartament cu patru camere).

Se preconizează ca unitatea de referinţă a duratelor de execuţie în normativul îmbunătăţit să fie aria desfăşurată care reflectă cel mai fidel mărimea clădirilor de locuit, incluzînd şi elementele necuprinse în aria utilă sau aria locuibilă suprafața de circulație, suprafața zidurilor sau suprafața încăperilor de deservire : bucătării, grup sanitar, vestibule etc.).

S-a considerat că îmbunătățirea duratelor de execuție a clădirilor de locuit față de actualul normativ, în vederea unei fundamentări mai riguroase și a unei corelări mai judicioase între duratele clădirilor, în ceea ce privește structura constructivă, volumul și numărul de niveluri este necesar să se facă pe baza prelucrării statistico-matematice a duratelor de execuție a clădirilor din ultimii ani.

* * *

În studiile recent întocmite de INCERC au fost analizate prin metoda grupărilor statistice datele privind durata de execuție a 1 423 clădiri de locuit, executate în ultima perioadă de către organizațiile de construcții ale ministerelor și sfaturilor populare. Aceste clădiri însumează 71 476 apartamente cu o serie desfășurată totală de 5 053 mii m², rezultînd în medie suprafața unui apartament de 70,50 m².

Din cele 1 423 clădiri au fost executate de către organizațiile de construcții ale ministerelor 131 clădiri, însumînd 11 203 apartamente, de către organizațiile de construcții ale S.P.C., 140 clădiri, însumînd 12 744 apartamente și de către organizațiile sfaturilor populare regionale 1 152 clădiri, însumînd 47 529 apartamente.

În funcție de structura constructivă, clădirile din zidărie portantă sînt în număr de 987, reprezentînd 69,3% din totalul obiectelor, clădirile din panouri mari sînt în număr de 181, reprezentînd 12,7%, clădirile din beton armat monolit executate în cofraje glisante sînt în număr de 101, reprezentînd 7,2%, iar clădirile din alte structuri sînt în număr de 154, reprezentînd 10,9% din totalul obiectelor.

În funcție de numărul de niveluri, clădirile cu puține niveluri (pînă la 5 niveluri) sînt în număr de 1 264 respectiv 88,8%, iar cele cu multe niveluri sînt în număr de 159 respectiv 11,2% din totalul obiectelor.

Criteriile de grupare a clădirilor de locuit în vederea analizei variației duratei de execuție au fost :

- caracteristicile constructive :
  - număr de niveluri
  - număr de apartamente
  - structura constructivă
  - existența subsolului și a etajului tehnic
- caracteristicile funcționale :
  - locuințe pentru nefamiliști
  - locuințe individuale
  - blocuri de locuințe cu sau fără spații cu alte destinații
- gradul de concentrare teritorială a clădirilor de locuit :
  - executate în ansambluri
  - executate pe amplasamente izolate
- condiții specifice de execuție :
  - execuție pe timp friguros
  - trimestru de atacare a lucrărilor.

Metoda grupărilor statistice a permis punerea în evidență a parametrilor care influențează în proporții mai importante și cu caracter sistematic durata de execuție a clădirilor de locuit. A rezultat astfel că principalii factori de influență sînt : mărimea clădirii, structura constructivă și numărul de niveluri. În această situație diferențierea duratelor de execuție normate, îmbunătățite, s-a făcut în funcție de parametrii de mai sus.

Pentru alți parametri care au o influență mai redusă asupra duratei de execuție și nu apar de regulă în toate cazurile ci numai în anumite situații (amplasamente izolate, suprapunerea execuției lucrărilor peste perioada convențională de timp friguros), s-au stabilit termenii de corecție respectivi care se aplică sub formă de sporuri la duratele normate.

Din studiile efectuate a rezultat că volumul clădirilor de locuit (măsurat prin aria desfășurată, volum construit, număr de apartamente etc.) influențează apreciabil durata de execuție și anume : pe măsura creșterii volumului clădirii, durata de execuție pe unitatea de măsură scade continuu.

În graficul din figura 1 se arată curba de variație a duratei de execuție pe un apartament în funcție de volumul obiectului (număr de apartamente/obiect). Curba prezintă o alură continuă descrescătoare, punînd în evidență scăderea duratei de execuție pe unitatea de măsură o dată cu creșterea volumului obiectului. Apare astfel mai rațională, din punct de vedere al duratei de execuție, execuția blocurilor care comasează un număr mare de apartamente.

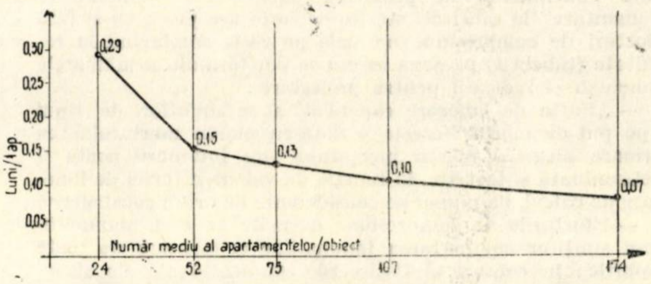


Fig. 1. Variația duratei de execuție a unui apartament în funcție de volumul obiectului (nr.ap/ob)

Analizînd influența înălțimii construcției (număr de niveluri) asupra duratei de execuție, rezultă că la clădiri cu multe niveluri durata de execuție este mai mare (în medie de circa 30%) decît la clădirile cu puține niveluri în condițiile unor clădiri cu același volum construit. Rezultă că, din punct de vedere al duratei de execuție, dezvoltarea locuințelor pe orizontală prin blocuri cu puține niveluri este mai eficientă decît prin blocuri cu multe niveluri.

În graficul din figura 2 se arată variația duratei de execuție a unui apartament în funcție de numărul de niveluri și de volumul obiectului.

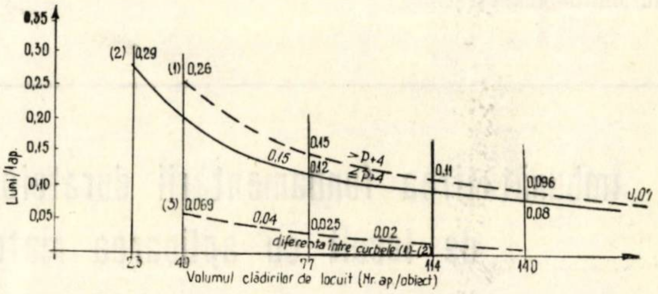


Fig. 2. Variația duratei de execuție a unui apartament în funcție de numărul de niveluri și de volumul obiectului (nr. ap/ob)

Unele structuri constructive sînt mai favorabile decît altele sub raportul duratei de execuție, cea mai eficientă fiind structura panouri mari. Alura variației duratei de execuție în funcție de structura constructivă și de volumul clădirii este prezentată în graficul din figura 3.

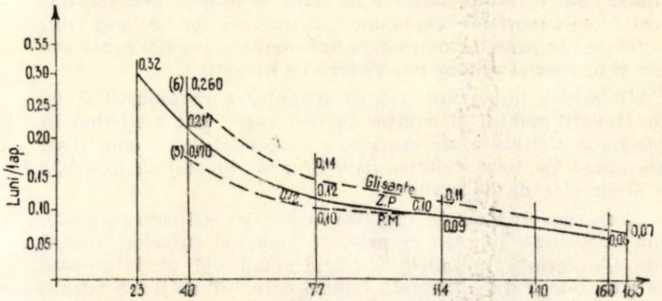


Fig. 3. Variația duratei de execuție a unui apartament în funcție de structura constructivă și de volumul obiectului (nr. ap/ob)

Analizîndu-se influența trimestrului de atacare a lucrărilor asupra duratei de execuție a rezultat durata cea mai redusă la obiectele începute în trimestrul II, iar situația cea mai defavorabilă la obiectele începute în trimestrul III, acest fapt datorîndu-se în special influenței perioadei de iarnă.

În ceea ce privește influența subsolului, se observă că durata de execuție a subsolului este cu foarte puțin mai mare decît cea a unui nivel curent, deoarece durata lucrărilor suplimentare ce apar la subsol este compensată în bună parte de durata mai scurtă a finisajelor reduse la subsol și a săpăturilor ce se execută mecanizat. În cazul cînd unitatea de referință a duratei de execuție este aria desfășurată, se poate considera în mod practic durata subsolului egală cu cea a unui nivel curent.

★

La elaborarea proiectului de normativ îmbunătățit s-au luat în considerație datele statistice comunicate de către organizațiile de execuție colaboratoare privind duratele de execuție a clădirilor de locuit executate în ultimii ani.

În vederea uniformizării și asigurării comparabilității datelor statistice folosite la stabilirea duratelor de execuție normate îmbunătățite, acestea au fost prelucrate după cum urmează :

— Avînd în vedere că unele organizații de execuție au considerat drept clădiri terminate toate clădirile date în folosință, chiar dacă unele lucrări prevăzute în devize nu erau executate (de exemplu finisajul exterior), au fost eliminate aceste clădiri, fiind reținute numai datele privind clădirile de locuit complet terminate.

— Din duratele totale realizate au fost scăzute toate întreruperile mai mari de trei zile, evidențiate de către organizațiile de construcții, datorită cauzelor subiective pentru constructor, proiectant sau beneficiar (lipsă materiale, mînă de lucru, documentație, amplasament etc.), cît și obiective (ploi torențiale, inundații, temperaturi foarte scăzute etc.), întreruperi care nu pot fi luate în considerare la elaborarea unui act normativ, cu atît mai mult cu cît ponderea lor variază de la caz la caz în limite foarte largi.

— Au fost separate influențele provenite din executarea lucrărilor în perioada de timp friguros cît și din execuția obiectelor de amplasamente izolate, în vederea asigurării comparabilității datelor, avînd în vedere că acești parametri intervin cu caracter accidental, prevăzîndu-se în schimb termenii de corecție corespunzători.

— Din datele statistice au fost eliminate o serie de cazuri care reprezintă situații cu totul excepționale și izolate referitoare la durate de execuție neobișnuit de reduse cît și exagerat de mari.

Datele statistice prelucrate astfel cum s-a arătat mai sus constituie duratele efective realizate de constructori în ipoteza desfășurării normale a execuției lucrărilor. Totuși aceste date cuprind și unele întreruperi cu durate mai mici de trei zile pentru care nu se țin evidențe, precum și unele încetiniri ale ritmului normal de execuție, datorită unor defecțiuni în organizarea lucrărilor pe șantiere, situații care se pot ivi și în viitor.

Datele statistice comunicate de organizațiile de construcții se referă la o suprafață totală desfășurată a clădirilor de locuit de 2 908 m², din care clădiri de locuit complet terminate cu $Ad = 2\,235$ m². În urma prelucrării datelor, s-au folosit la stabilirea duratelor normate îmbunătățite datele privind clădirile de locuit, avînd $Ad = 2\,148$ m², adică 74% din totalul datelor statistice comunicate sau 96% din datele statistice privind clădirile de locuit complet terminate.

Față de durata de execuție medie de 1,9 luni/1 000 m², rezultată din datele statistice privind duratele totale realizate la clădirile de locuit terminate, durata de execuție medie calculată pe baza datelor statistice privind duratele efective prelucrate, așa cum s-a arătat mai sus, este de 1,6 luni/ 1 000 m², adică mai redusă cu 16%.

Pentru a se pune în evidență influența structurii constructive a clădirilor de locuit asupra duratei de execuție, duratele normate îmbunătățite au fost stabilite pe structuri constructive. În ceea ce privește influența numărului de niveluri, aceasta este strîns legată de structura constructivă. Astfel structurile zidărie portantă și panouri mari se aplică la noi numai la clădirile de locuit cu puține niveluri (pînă la p+4), iar structurile din beton armat monolit executat cu cofraje glisante sau cu panouri de cofraje demontabile se aplică la clădiri de locuit cu multe niveluri (începînd cu p+7). În mod excepțional în regiuni cu gradul de seismicitate 7 și 8 se folosește structura din beton armat executat cu panouri de cofraje demontabile și la clădiri cu puține niveluri.

Problema principală care s-a pus la elaborarea normativului îmbunătățit, după eliminarea influențelor întîmplătoare prin prelucrarea datelor, arătată mai sus, și după repartizarea datelor pe grupe omogene din punct de vedere al structurii și implicit al numărului de niveluri (puține și multe niveluri), a fost stabilirea cît mai corectă a influenței mărimii clădirii asupra duratei de execuție, care se manifestă sistematic și continuu la toate tipurile de clădiri de locuit.

În acest scop s-a urmărit fundamentarea duratelor de execuție normate îmbunătățite cu ajutorul unor procedee matematice, aplicîndu-se metoda corelației pentru stabilirea funcției de dependență a duratei de execuție de mărimea obiectului.

Datele statistice au fost grupate în funcție de mărimea obiectelor, pe trepte de *Ad* din 250 în 250 m² și pe structuri constructive.

Pentru fiecare structură și treaptă de *Ad* în parte, s-a calculat *Ad* medie a obiectului reprezentativ din punct de vedere al mărimii pentru treapta respectivă și durata medie *D* corespunzătoare exprimată în luni /1 000 m² *Ad*. În acest mod s-au obținut pentru fiecare structură două șiruri de valori statistice medii : un prim șir cu valorile medii ale *Ad* pentru fiecare treaptă de arie desfășurată stabilită și un al doilea șir cu duratele de execuție pe unitatea de măsură corespunzătoare *D*, la fiecare pereche de valori corespunzînd un punct din plan.

Pentru trasarea curbei de variație a duratelor de execuție pe unitatea de măsură în funcție de mărimea (*Ad*) obiectului a fost necesar să se găsească o curbă cît mai apropiată de valorile statistice și care să exprime cît mai fidel funcția de dependență între factorii analizați.

Avînd în vedere diferite studii efectuate anterior s-a analizat folosirea unei funcții exponențiale de forma $D = a\ Ad^m$, în care D = durata de execuție pe unitatea de măsură, Ad = aria desfășurată, a și m constante.

Rezultatele obținute prin aplicarea acestei formule arată o strînsă corelare între valorile calculate cu ajutorul ei și datele statistice culese, ceea ce confirmă ca justă formula stabilită pentru exprimarea dependenței duratei de execuție de mărimea clădirii. Aplicarea formulei a condus la rezultate mai exacte, acolo unde s-a dispus de un material statistic mai bogat (de exemplu clădiri din zidărie portantă) și la rezultate mai aproximative, acolo unde nu s-a dispus decît de date puține.

Coeficienții de corelație rezultați pentru fiecare structură arată că intensitatea corelației este ridicată. De aici rezultă că influența asupra duratei de execuție a altor factori neluați în considerare (grad de industrializare, partiuri etc.) este redusă.

Determinarea curbei care corespunde funcției de regresie $D = a\ Ad^m$ s-a făcut cu ajutorul metodei celor mai mici pătrate, după ce în prealabil, prin logaritmarea funcției, aceasta a fost transformată într-o funcție liniară de tipul $y = ax + b$.

Prin logaritmarea funcției de regresie s-a obținut

$$\log D = \log a + m \log Ad.$$

Calculul constantelor log a și m prin metoda celor mai mici pătrate corespunde condiției ca suma pătratelor distanțelor εi de la cele n puncte rezultate din datele statistice la punctele curbei calculate corespunzătoare să fie minimă adică

$$\sum_{i=1}^{n} \varepsilon_i \text{ să fie minimă.}$$

După efectuarea calculelor, anulînd derivatele parțiale rezultă valorile lui m și log a sub forma unor expresii în care intervin coordonatele logaritmice ($\overline{Ad}$ și $\overline{D}$) ale centrului de greutate al mulțimii de n puncte.

$$m = \frac{\sum_{i=1}^{n} \log Adi \cdot Di - n\,\overline{Ad}\,\overline{D}.}{\sum_{i=1}^{n} (\log\ Adi)^2 - n\,(\overline{Ad})^2}$$

$$\log a = \overline{D} - m\,\overline{Ad}.$$

Calculul s-a făcut ponderat pentru a se ține seamă de numărul de clădiri de locuit luate în considerație la stabilirea mediei pentru fiecare treaptă de mărime (*Ad*).

Coeficientul de corelație γ s-a calculat cu formula :

$$\gamma=\frac{\left(\sum_{i=1}^{n}\log Adi \log Di-n\,\overline{Ad\,D}\right)^2}{\left[\sum_{i=1}^{n}(\log Adi)^2-n\,(\overline{Ad})^2\right]\left[\sum_{i=1}^{n}(\log Di)^2-n\,(\overline{D})^2\right]}.$$

În final s-a ajuns la următoarele funcții de regresie pe structuri :

— Structura de zidărie portantă (p + 1—2)

$$D = 4{,}50\ Ad^{-0.905};\quad r = 89{,}6$$

— Structura din zidărie portantă (p+3—4)

$$D = 4{,}67\ Ad^{-0.792};\quad r = 96{,}8$$

— Structura din panouri mari

$$D = 2{,}90\ Ad^{-0{,}557};\quad r = 86{,}9$$

— Beton armat turnat în cofraje din panouri demontabile (p+3—4)

$$D = 4{,}63\ Ad^{-0.797};\quad r = 92{,}4$$

— Beton armat turnat în cofraje din panouri demontabile (mai mari de p + 7)

$$D = 6{,}95\ Ad^{-0{,}811};\quad r = 92{,}3$$

— Beton armat turnat în cofraje glisante (mai mari de p+7)

$$D = 6{,}63\ Ad^{-0.842};\quad r = 88{,}0.$$

O altă problemă, care s-a pus după stabilirea funcției de regresie, a fost necesitatea asigurării unei probabilități minime de înscriere a duratelor de execuție în curba normativă.

În acest scop s-a analizat variația frecvenței diferitelor durate de execuție, pe grupe de clădiri de locuit, constatîndu-se că aceasta are loc în majoritatea cazurilor după o curbă cu o alură continuă crescătoare și apoi descrescătoare ce se apropie de o distribuție normală (gaussiană).

Pe această bază s-a admis ipoteza distribuției normale care din punct de vedere practic aproximează suficient distribuția duratelor de execuție a clădirilor de locuit.

Distribuția normală sau clopotul lui Gauss depinde în afară de variabila y (în cazul nostru D) și de parametrii m (valoarea medie) și σ (abaterea medie patratică).

Probabilitatea în cazul distribuției normale se poate exprima cu ajutorul funcției lui Laplace astfel :

$$P(Y<y)=\frac{1}{2}+\varnothing\left(\frac{y-m}{\sigma}\right)$$

în care P este probabilitatea, Y variabila aleatoare, iar $\varnothing$ funcția lui Laplace a cărei valoare este dată în tabele în funcție de valoarea lui $\frac{y-m}{\sigma}$.

Fiind dată o anumită probabilitate se poate stabili cu ajutorul funcției lui Laplace intervalul în care cu această probabilitate se situează valorile variabilei y.

Funcțiile de regresie pe structuri, fiind stabilite pe baza unor valori medii, ele corespund totodată — avînd în vedere distribuția normală a frecvențelor — unei probabilități de încadrare de 0,5 (50 % din cazuri).

În vederea analizării unor curbe normative, care ar corespunde la alte probabilități de încadrare, s-a aplicat funcția Laplace după determinarea prealabilă a lui σ.

Pentru probabilitățile de înscriere în curba normativă a 70 % ($p = 0{,}7$) ; 40 % ($p = 0{,}4$) și respectiv 30 % ($p = 0{,}3$) din numărul de cazuri rezultă :

$$p = 0{,}7 \quad 0{,}7=0{,}5+\varnothing\frac{y-m}{\sigma};\quad y = D = m + 0{,}525\,\sigma$$

$$p = 0{,}4 \quad 0{,}4=0{,}5+\varnothing\frac{y-m}{\sigma};\quad y = D = m - 0{,}255\,\sigma$$

$$p = 0{,}3 \quad 0{,}3=0{,}5+\varnothing\frac{y-m}{\sigma};\quad y = D = m - 0{,}525\,\sigma.$$

Cu ajutorul acestor formule s-au calculat valorile lui D (durata de execuție pe unitatea de măsură a clădirii) corespunzătoare pentru probabilitățile $p = 0{,}7$; $p = 0{,}4$ și $p = 0{,}3$ pentru fiecare treaptă de mărime în cadrul fiecărei structuri.

★

O caracteristică a proiectului de normativ de durată de execuție, îmbunătățit, o constituie prevederea unor durate de execuție parțiale pentru :

a) lucrările pînă la cota 0 (infrastructură) ;
b) lucrările de finisaj exterior.

Stabilirea duratelor parțiale pentru lucrările pînă la cota 0 a avut în vedere apariția frecventă a decalajelor tehnologice între lucrările de sub cota 0 și restul lucrărilor, întreruperi determinate de necesitatea asigurării continuității în lucru a utilajelor terasiere în special la lucrările cu caracter repetitiv.

Stabilirea duratelor parțiale pentru finisaje exterioare reglementează situația lucrărilor la care execuția finisajului exterior se suprapune cu perioada de timp friguros, cînd realizarea acestor lucrări nu este practic posibilă. Această situație conduce la darea în folosință a unor clădiri incomplet terminate, urmînd ca finisajele exterioare să se execute după încălzirea timpului, apărînd astfel întreruperi tehnologice în execuția lucrărilor.

Duratele de execuție normate pentru obiectele de construcții — montaj pot fi utilizate în următoarele activități :

— la stabilirea termenelor de dare în folosință în cadrul planificării investițiilor ;

— la proiectare — pentru stabilirea duratelor de execuție la nivel de studiu tehnico-economic (conform reglementării metodologice inițiate de C.S.C.A.S.) ;

— în execuție la întocmirea proiectului de organizare a lucrărilor la nivel de organizații de construcții și de șantier ;

— la aprecierea activității constructorului și în consecință la premierea colectivelor de constructori ;

— la contractarea și decontarea lucrărilor pe obiect.

În această situație este necesar ca stabilirea duratelor de execuție normate să se facă foarte judicios, astfel ca ele să corespundă posibilităților de execuție a lucrărilor în condițiuni de desfășurare normală a lor, ținîndu-se seama de actualul nivel tehnic al execuției lucrărilor de construcții — montaj.

Stabilirea duratelor de execuție normate în limite prea strînse sau prea largi poate avea implicații legislative care să ducă la rezultate contrare celor urmărite prin stabilirea acestor durate.

Astfel duratele normate prea largi pot să conducă la măriri nejustificate a valorii investiției, deoarece prin dispozițiile în vigoare se prevede că, în cazul cînd beneficiarul investiției cere reducerea duratei de execuție față de durata normată, constructorul beneficiază de majorarea cotei de organizare a lucrărilor în proporția corespunzătoare procentului de reducere a duratei normate. Ori, în cazul duratelor normate largi, constructorul ar beneficia de acest spor fără ca să facă efort deosebit sau cheltuieli în plus în scopul reducerii duratei normate. De asemenea, dreptul de premiere a colectivului de constructori, pentru încadrarea în durata normată sau reducerea duratei realizate față de cea normată, s-ar obține prea ușor, sistemul premial pierzînd în acest caz caracterul său stimulativ pentru obținerea unor rezultate deosebite.

Stabilirea duratelor de execuție normate largi ar conduce la planificarea unor termene tîrzii de dare în folosință a investițiilor, cu toate dezavantajele care decurg din această situaţie, amînarea începerii producţiei la investiţiile productive şi dării în folosinţă a investiţiilor neproductive, prelungirea perioadei de imobilizare a fondurilor de investiţii pe termene lungi şi amînarea începerii amortizării investiţiilor; ridicarea preţului de cost al construcţiilor (după datele RPB — scurtarea cu o lună a duratei de execuţie a clădirilor de locuit conduce la reducerea cu 1,5% a preţului de cost) etc.

În cazul duratelor de execuţie normate prea strînse, pentru realizarea lor, constructorul ar trebui să forţeze ritmul execuţiei fără ca aceasta să corespundă procesului tehnologic normal, ceea ce ar necesita cheltuieli în plus sau ar fi în detrimentul calităţii lucrărilor. În cazul nerealizării duratelor de execuţie normate, constructorul s-ar vedea privat de posibilităţile de a putea fi premiat, chiar dacă ar lucra bine, ceea ce ar constitui un element demobilizator. Nerespectarea duratelor de execuţie normate ar conduce şi la nerealizarea datelor de punere în funcţiune a unor investiţii care condiţionează posibilităţile de exploatare a altor investiţii, provocînd perturbaţii de ordin economic. În mod special stabilirea duratelor de execuţie prea strînse ar avea repercusiuni defavorabile în cazul decontării lucrărilor pe obiect, cînd creditarea constructorului s-ar face pe bază de durate de execuţie normate, iar nerespectarea acestora ar impune constructorului plata penalităţilor.

Faţă de cele arătate mai sus, rezultă că stabilirea nivelului duratelor de execuţie normate trebuie să se facă astfel ca să servească scopului urmărit şi anume să corespundă posibilităţilor de realizare, dovedite de experienţa organizaţiilor de construcţie fruntaşe, constituind, în acest mod, un element mobilizator pentru îmbunătăţirea activităţii celorlalte organizaţii de construcţii şi în final contribuind la reducerea duratelor de execuţie a lucrărilor de construcţii-montaj.

Descrierea proceselor tehnologice cu ajutorul grafurilor[*)]

(II)

Ing. Simion Lazăr
INCERC

În prima parte a acestui studiu s-a arătat (§1 şi §2) necesitatea practică de a dispune de un aparat ştiinţific, care să permită descrierea satisfăcătoare a proceselor tehnologice în vederea formulării, păstrării şi transmiterii cu maximum de exactitate şi eficacitate a informaţiei tehnice. În paragrafele 3—7 s-a prezentat un astfel de aparat, şi anume *reţelele cu operaţiile pe arce*, folosite în metoda drumului critic. În continuare se analizează utilizarea, în acelaşi scop, a *reţelelor cu operaţiile pe noduri*.

8. REŢELE MPM

Pentru evitarea unor expresii prea lungi vom adopta următoarele denumiri prescurtate:

— *reţele CPM* (Critical Path Method), pentru reţelele cu operaţiile pe arce;

— *reţele MPM* (Metoda Potenţiale Metra), pentru reţelele cu operaţiile pe noduri.

Meritul introducerii în studiul problemelor de ordonanţare (sau, mai precis, în Analiza drumului critic) a reţelelor MPM îi revine lui B. Roy ([1], [2]), care a dezvoltat teoria şi a arătat cu consecvenţă avantajele acestui mod de reprezentare. Ideile lui B. Roy au fost reluate, cu sau fără recunoaşterea paternităţii lor, de mulţi autori; s-a creat astfel o vastă literatură teoretică şi de popularizare ([3], [4], [5], [6]). Trebuie să arătăm că, pînă în prezent, au fost studiate cu precădere reţelele deterministe, cercetarea reţelelor generalizate (stohastice) — care ne interesează în mod special la descrierea proceselor tehnologice — fiind încă o problemă de perspectivă.

Reţeaua CPM (indiferent de tipul ei: deterministă, decizională, generalizată) este un model matematic al structurii unui proces; realizarea acestui model se întemeiază pe corespondenţa biunivocă între elementele procesului tehnologic (operaţii şi evenimente) şi cele ale reţelei (arce si noduri). Deşi natura operaţiilor reale este foarte variată (operaţii conjunctive, disjunctive etc.) se utilizează un element invariabil pentru reprezentarea lor: arcul orientat. O consecinţă a acestei convenţii este faptul că reprezentarea proprietăţilor logice ale operaţiilor trebuie transmisă nodurilor (evenimentelor).

Reţeaua MPM se bazează pe corespondenţa biunivocă între operaţii şi noduri. Se observă, de la bun început, că fundamentarea acestui model matematic porneşte de la o concepţie mai eficientă a corespondenţei obiect — model. Admiţînd premiza existenţei unui singur element primar al procesului, şi anume operaţia, se evită conceptul de eveniment, care este un concept derivat. Se obţine astfel o relaţie clară, bazată pe un bogat suport intuitiv, între elementele procesului (operaţiile) şi cele ale modelului său (nodurile). Proprietăţile logice ale operaţiei pot fi figurate în mod diferenţiat, utilizînd diferite simboluri (cercuri, pătrate, romburi, triunghiuri), şi nu mai este nevoie de transferul de proprietăţi ca în cazul reţelelor CPM.

Principiile teoretice eficiente care stau la baza construcţiei reţelelor MPM (luarea în considerare a unui singur element primordial, reprezentarea directă şi totodată diferenţiată a acestuia în funcţie de natura sa logică) conduc la o oglindire mai raţională a variatelor structuri logico-temporale pe care le posedă diferitele procese reale. Totodată reţelele MPM posedă o capacitate sporită de a reflecta unele particularităţi de o mare însemnătate practică, în special privind proprietăţi de succesiune temporală.

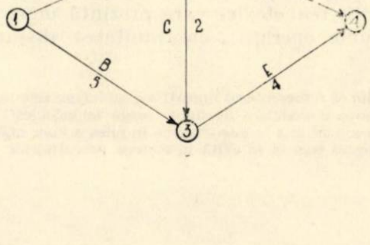
9. REŢELE MPM PENTRU PROCESE DETERMINISTE

Reţelele deterministe corespund proceselor care sînt alcătuite numai din operaţii certe (toate operaţiile se execută integral). Din punct de vedere matematic această proprietate se enunţă astfel: toate operaţiile au probabilitatea de realizare egală cu unitatea. În mod practic este vorba de acele procese în componenţa cărora nu intervin operaţii de „recepţie" (cu diferite rezultate posibile) şi nici soluţii tehnologice diferite, deci, în general, nu există decît o singură variantă de execuţie.

Pentru a arăta caracteristicile reţelelor deterministe MPM, vom considera un proces tehnologic ale cărui operaţii au o succesiune tipică, care aminteşte de puntea lui Wheatstone.

În figura 12 este desenată reţeaua CPM a acestui proces, alcătuit din cinci operaţii: A, B, C, D şi E. Denumirile şi duratele operaţiilor s-au înscris pe arce. În vederea transpunerii acestui proces într-o reţea MPM, vom aminti că elementul de bază este nodul. În figura 13 se arată nodul corespunzător operaţiei i, căreia i s-au asociat probabilitatea de realizare (P_i), durata (t_i), costul (c_i), nivelul performanţei (n_i) şi resursele necesare (r_i).

Fig. 12



[*)] Continuarea articolului publicat în nr. 5/1967, p. 247—251.

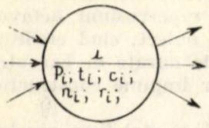


Fig. 13

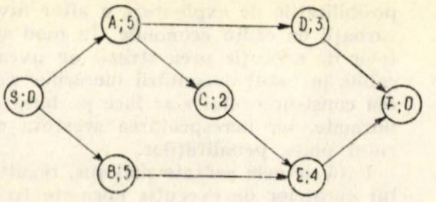


Fig. 14

Figura 14 conține rețeaua MPM corespunzătoare procesului considerat. În fiecare nod s-au notat numai denumirea și durata operației; probabilitatea de realizare este egală cu unitatea, iar ceilalți parametri au rămas nespecificați. Arcele, care leagă nodurile, indică ordinea de succesiune a operațiilor, de exemplu operația D urmează după operația A și ca urmare s-a trasat un arc orientat dinspre A înspre D. În rețeaua MPM din figura 14 s-au introdus două operații fictive și anume S(Start), care reprezintă începutul procesului, și F(Fine) care reprezintă sfîrșitul procesului. Introducerea acestor operații fictive nu este obligatorie, însă se recomandă din două motive principale:

— pentru a se obține cîte un singur nod inițial și final (altfel, de pildă, în rețeaua din figura 14 ar fi existat două noduri inițiale și două noduri finale);

— pentru facilitarea calculului programelor temporale.

În exemplele ce vor urma vom renunța la aceste două operații fictive, deoarece, pe de o parte, nu vom avea operații inițiale și finale multiple și, pe de altă parte, nu ne va interesa numai calculul programelor temporale, ci ne va interesa numai descrierea cît mai fidelă a proceselor tehnologice.

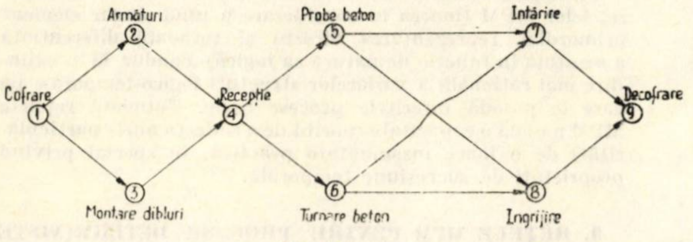


Fig. 15

În figura 15 este desenată rețeaua MPM a procesului tehnologic „turnarea betonului”, compus din nouă operații și a cărui rețea CPM a fost redată în figura 2 (§3). Comparînd rețelele din figurile 2 și 15 se constată că paralelismul unor operații este descris în mod diferit, însă echivalent, astfel:

— în rețeaua CPM operațiile paralele au noduri inițiale și finale identice;

— în rețeaua MPM operațiile paralele sînt situate pe același nivel (în figura 15 nodurile care formează un nivel au fost desenate pe aceeași verticală, de exemplu: 2 și 3, 5 și 6, 7 și 8; pentru unele detalii privind descompunerea unei rețele în niveluri vezi § 11).

Spre deosebire de rețelele CPM, rețelele MPM permit oglindirea unor nuanțe mai fine ale relațiilor de succesiune temporală. Faptul că într-o rețea CPM două operații, A și B, sînt succesive are următorul înțeles: operația B poate începe, cel mai devreme, după ce s-a executat integral atît operația A, cît și celelalte operații care sînt direct precedente operației B. Aceasta înseamnă că se admit, implicit, următoarele ipoteze:

(I_1) succesiunea temporală a procesului este direct legată de durata totală (integrală) a operațiilor;

(I_2) între două operații succesive se admite necontinuitatea temporală.

Aceste două ipoteze impiedică oglindirea în rețelele CPM a unor condiții tehnologice care prezintă mare interes: suprapunerea unor operații*, continuitatea, disjuncția temporală. Vom examina mai jos modalitatea de reprezentare a acestor condiții în rețelele MPM.

a. Suprapunerea și decalarea operațiilor succesive. Din figura 14 rezultă că după terminarea operației A (adică după cinci zile de la începerea ei) se pot începe operațiile C și D. Dacă dorim să exprimăm faptul că operațiile C și D pot să înceapă în momentul cînd operația A a atins un anumit grad de realizare (patru zile pentru operația C și trei zile pentru operația D), aceasta se exprimă ca în figura 16. *Durata relativă* (intervalul de timp între începerea unei operații și începerea unei anumite operații următoare) se înscrie pe arc, spre deosebire de *durata absolută* care este înscrisă în nod. Notînd cu:

t_i, t_j — termenul de începere al operației i, respectiv j,

d_i — durata absolută a operației i,

a_{ij} — durata relativă a operației i față de operația j,

atunci într-o rețea MPM subzistă relația:

$$t_j - t_i \geqslant a_{ij}. \tag{10}$$

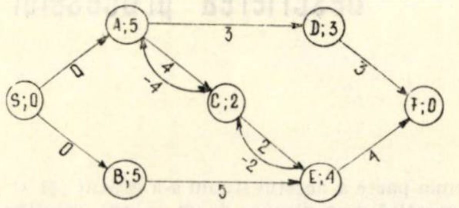


Fig. 16

Analogia dintre relația (10) și noțiunea de potențial electric a sugerat lui B. Roy denumirea „metoda potențialelor”, sub care este cunoscută modalitatea de reprezentare a operațiilor unui proces pe nodurile unei rețele. Durata relativă a_{ij} poate lua diverse valori:

$a_{ij} = d_i$, ceea ce înseamnă că operația j poate începe după terminarea completă a operației i;

$a_{ij} = d_i + b_{ij}$, adică condiția de începere a operației j este: realizarea integrală a operației i și, apoi, scurgerea unui interval de timp b_{ij}, necesar unor operații intermediare (uscări, întăriri etc.);

$a_{ij} = c_{ij}\, d_i$, de unde rezultă că operația j va putea începe după ce s-a realizat parțial operația i; c_{ij} reprezintă un procent din durata operației i.

Prima din aceste relații corespunde unicului caz posibil de a fi reprezentat în rețelele CPM. Relația a doua exprimă condiția de decalare, iar relația a treia pe aceea de suprapunere. În general, durata relativă a_{ij} introduce într-o rețea MPM anumite restricții (în sens matematic), care nu pot fi exprimate în rețelele CPM.

b. Operații în flux continuu. Uneori, natura procesului impune ca două sau mai multe operații să se execute continuu, fără nici un fel de întrerupere. Condiția de continuitate se pune, de pildă, cînd părțile unei piese din beton armat monolit sînt considerate ca operații distincte. Dacă operațiile i și j trebuie să se execute în flux continuu, atunci această restricție se redă în rețea prin trasarea arcului (i, j) cu durata relativă a_{ij} și printr-un arc (j, i) cu durata relativă $(-a_{ij})$. În figura 16 se arată prin trasarea arcelor duble că operațiile A, C și E se execută în flux continuu.

c. Operații temporal — disjuncte. Dacă se impune, din considerente tehnologice (uneori organizatorice), ca două operații i și j să se execute consecutiv, fără obligativitatea unei succesiuni determinate (fiind admisibile ambele variante: $i \rightarrow j$ și $j \rightarrow i$), atunci arcul dintre nodurile respective va avea un sens dublu. În figura 17 se prezintă un fragment din rețeaua MPM care descrie procesul tehnologic „montarea panourilor mari”. Operațiile „armături în stîlp” și „hidroizolare stîlp” nu pot fi executate concomitent, din cauza frontului de lucru îngust. Arcul (3,4) are două sensuri dis-

---

*) Menționăm că reprezentarea operațiilor suprapuse este posibilă în rețelele CPM prin utilizarea elementului denumit „scară tehnologică” [10]. Adoptarea acestui element conduce însă la introducerea în rețea a unor numeroase operații fictive, adică tocmai ceea ce se evită în metoda potențialelor.

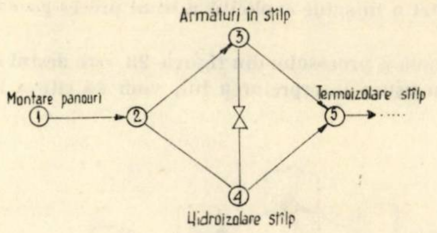


Fig. 17

tincte, ceea ce s-a figurat prin desenarea pe acest arc a unui simbol introdus de B. Roy [7]. Este necesar să subliniem că trebuie evitată confuzia între relaţia temporal — disjunctă şi cea logic-disjunctă între două operaţii. Prima relaţie are loc între operaţii deterministe (ambele se realizează, însă succesiv), iar a doua între operaţii afectate de probabilităţi de realizare mai mici ca unitatea [a se vedea formulele (8) şi (9)].

Reţelele CPM nu permit, decît prin introducerea unor soluţii forţate, reprezentarea celor trei situaţii arătate mai sus. În afara acestor calităţi ale reţelelor MPM, ele se mai bucură de avantajele unei trasări uşoare, ale lipsei operaţiilor fictive (cu excepţia celei iniţiale şi finale) şi printr-o claritate superioară. Totuşi, pînă în prezent, nu s-a ajuns la un acord unanim al specialiştilor privind superioritatea reţelelor MPM asupra reţelelor CPM. Acestea din urmă prezintă o serie de alte calităţi, dintre care cităm : facilitatea transpunerii la scara timpului, evidenţierea evenimentelor cheie, sintetizarea reţelelor (reducerea la o „reţea schelet", cu un număr redus de elemente) etc.

10. REŢELE MPM CU OPERAŢII DECIZIONALE

Numeroase procese tehnologice concrete conţin operaţii decizionale. Ceea ce caracterizează o operaţie decizională este faptul că execuţia ei are mai multe rezultate posibile. Rezultatul unei operaţii deterministe este unul singur şi, ca atare, cunoscut dinainte. Rezultatul unei operaţii decizionale se poate cunoaşte numai după executarea ei. Se poate spune că orice proces tehnologic trebuie să conţină operaţiile decizionale, întrucît funcţia de control generează automat asemenea operaţii (recepţii de calitate, probe de funcţionare, încercări etc.).

În reţelele CPM proprietăţile decizionale ale unei operaţii au fost transmise anumitor evenimente, deşi aceste proprietăţi sînt, în mod evident, legate de operaţia însăşi.

Pentru a descrie procesele cu evenimente decizionale prin reţele MPM, vom introduce următoarele convenţii :

— operaţiile deterministe le vom figura, ca de obicei, prin cercuri ;

— operaţiile decizionale le vom figura prin romburi ;

— drumurile care urmează după o operaţie decizională le vom numerota sau le vom desena de o manieră care să arate clar variantele posibile.

Ca exemplu vom lua procesul tehnologic „turnarea betonului", în componenţa căruia intră operaţia decizională „recepţia cofrajelor şi armăturilor" (reţeaua CPM a fost dată în figura 5). „Recepţia" are trei rezultate posibile : respingere, acceptare, acceptare cu remedieri. În figura 18 s-a trasat reţeaua MPM respectivă, unde cele trei variante au fost desenate ca arbori generaţi de nodurile 11,5 şi 13. Aceste noduri sînt de fapt operaţii fictive şi au ca scop explicitarea rezultatelor recepţiei. Se poate adopta şi una din configuraţiile echivalente următoare :

— după operaţia decizională se numerotează variantele posibile, renunţîndu-se la introducerea operaţiilor fictive ; în figura 19 s-a trasat fragmentul de reţea cu nodul decizional, s-au numerotat variantele şi s-au eliminat cele trei operaţii fictive ;

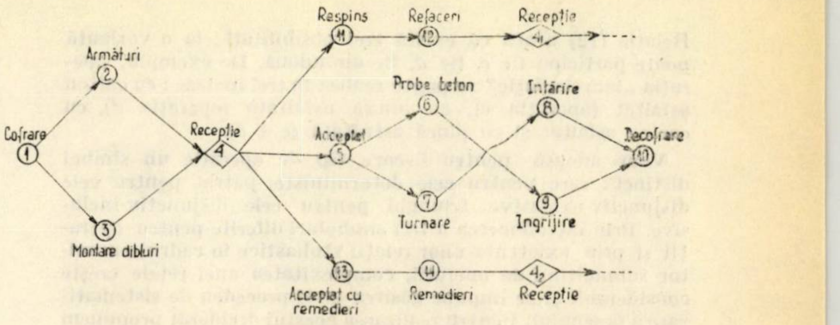


Fig. 18

— din nodul decizional va porni un număr de arce egal cu numărul variantelor posibile ; operaţiile paralele, aparţinînd unei aceleiaşi variante, se grupează cu ajutorul unei acolade ; în figura 20 s-au eliminat operaţiile fictive, s-au trasat numai trei arce emergente din nodul decizional, iar operaţiile paralele 6 şi 7, aparţinînd variantei 2, s-au grupat prin acoladă.

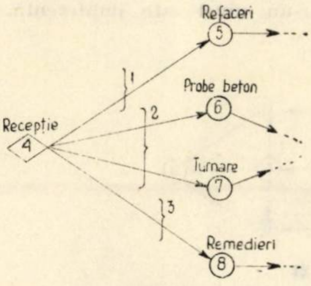
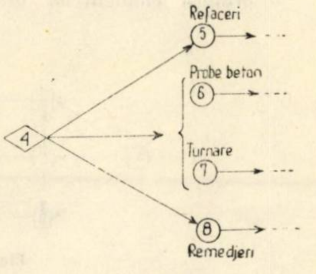


Fig. 19



Eig. 20

Reţelele decizionale, descrise în acest paragraf, permit descrierea proceselor tehnologice compuse numai din două categorii de operaţii :

— deterministe ;

— stohastice, însă numai de tipul disjunctiv-exclusiv. Pentru reprezentarea proceselor tehnologice cu diferite tipuri de operaţii stohastice este necesar să se utilizeze reţele cu un grad mai mare de generalitate, şi anume aşa-zisele reţele generalizate.

11. REŢELE MPM GENERALIZATE

Un proces tehnologic generalizat conţine toate variantele posibile de execuţie. Descrierea unui asemenea proces printr-o reţea MPM generalizată înseamnă concentrarea într-o singură reţea a tuturor reţelelor care reprezintă, fiecare, cîte o variantă. Operaţiile deterministe fac parte din toate variantele şi au probabilitatea egală cu unitatea. Restul operaţiilor (cele stohastice) participă numai la anumite variante şi au probabilitatea mai mică decît unitatea. Operaţiile stohastice se pot grupa în submulţimi, astfel ca operaţiile aparţinînd unei submulţimi să fie legate printr-o relaţie de probabilitate. Deosebim două tipuri de relaţii :

a) Disjunctiv-exclusive. Dacă operaţiile a, b şi c sînt disjunctiv-exclusive, atunci

$$P_a + P_b + P_c = 1 \tag{11}$$

şi într-o variantă oarecare participă numai una din aceste operaţii. De exemplu a, b şi c pot reprezenta aceeaşi operaţie, însă efectuată cu materiale sau mijloace diferite, şi, ca atare, este suficient să se realizeze numai una dintre ele.

b) Disjunctiv-inclusive. Dacă operaţiile c şi d sînt disjunctiv-inclusive, atunci

$$P_c + P_d + P_c \cdot P_d = 1. \tag{12}$$

Relaţia (12) arată că există trei posibilităţi: la o variantă poate participa fie *c*, fie *d*, fie amîndouă. De exemplu, operaţia „hidroizolaţie" se poate realiza în trei ipoteze: cu carton asfaltat (operaţia *c*), cu pînză asfaltată (operaţia *d*), cu carton asfaltat şi cu pînză asfaltată ($c + d$).

Vom adopta pentru fiecare tip de operaţie un simbol distinct: cerc pentru cele deterministe, pătrat pentru cele disjunctiv-exclusive, triunghi pentru cele disjunctiv-inclusive. Prin introducerea a trei simboluri diferite pentru operaţii şi prin existenţa unor relaţii stohastice în cadrul anumitor submulţimi de operaţii, complexitatea unei reţele creşte considerabil şi se impune găsirea unui procedeu de sistematizare a desenului. Pentru realizarea acestui deziderat propunem împărţirea reţelei în niveluri şi subniveluri.

Vom considera procesul tehnologic generalizat (figura 21), alcătuit din opt operaţii, din care patru deterministe (A, C, F şi H), două disjunctiv-exclusive (B şi D) şi două disjunctiv-inclusive (E şi G). Pentru început nu vom ţine seama de natura operaţiilor şi vom proceda la împărţirea reţelei în niveluri sau generaţii [8], ţinînd seamă de următoarele reguli:

— operaţiile (nodurile) unui nivel *n* nu pot avea predecesori în nivelurile de grad superior lui *n*; operaţiile din primul nivel nu au predecesori, cele din nivelul final nu au succesori;

— ordinea elementelor dintr-un nivel este indiferentă.

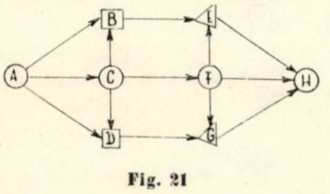


Fig. 21

Descompunerea unei reţele în niveluri se poate realiza prin diferite procedee ([6], [8]); nu este cazul să insistăm asupra lor, cît şi asupra noţiunii de funcţie ordinală, legată de această problemă [9]. O metodă simplă pentru determinarea nivelurilor constă în următoarele:

— nivelul I este format din nodurile care nu au predecesori;

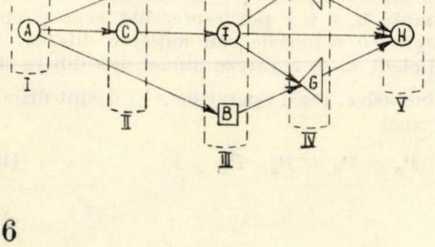
— în reţeaua obţinută prin suprimarea nodurilor din nivelul I, căutăm nodurile fără predecesori, care formează nivelul II;

— nodurile fără predecesori din reţeaua obţinută prin suprimarea nodurilor din toate nivelurile inferioare (1, 2,..., $n-1$) formează nivelul *n*.

Figura 22 reprezintă reţeaua din figura 21 împărţită în niveluri. Fiecare nivel este alcătuit din una sau mai multe operaţii.

Pentru a separa submulţimile alcătuite din operaţii mutual disjunctive, împărţim nivelurile care posedă operaţii eterogene în două subniveluri: D (subnivel determinist) şi S (subnivel stohastic). În figura 23 există numai un nivel eterogen (nivelul III), care a fost subîmpărţit.

Fig. 22



Prin împărţirea în niveluri şi subniveluri există posibilitatea de a evidenţia subgeneraţiile (subnivelurile) stohastice căpătînd astfel o imagine explicită a unui proces generalizat.

Descrierea verbală a procesului din figura 23 este destul de greoaie. Pentru a uşura interpretarea lui, vom da cîteva lămuriri. Subnivelul III S fiind disjunctiv-exclusiv, înseamnă că pentru realizarea procesului este suficient de a se realiza una din operaţiile B sau D. Deci B şi D sînt două soluţii posibile din care se alege una (de exemplu, utilizarea unor materiale echivalente pentru realizarea unei aceleiaşi operaţii). Mai există un subnivel stohastic: IV. Operaţiile sînt disjunctiv-inclusive, deci există trei eventualităţi: se execută numai E, se execută numai G, se execută amîndouă. De pildă, dacă ne referim la „compactarea betonului", aceasta se poate efectua prin îndesare manuală (E), mecanică (G), sau „şi manuală şi mecanică" (G+E).

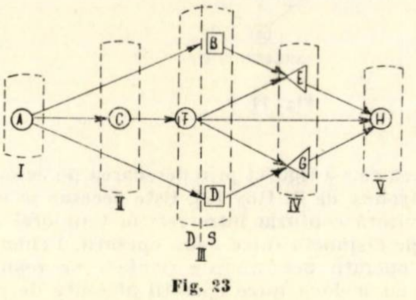


Fig. 23

12. REŢELE MPM CU TREI TIPURI DE OPERAŢII

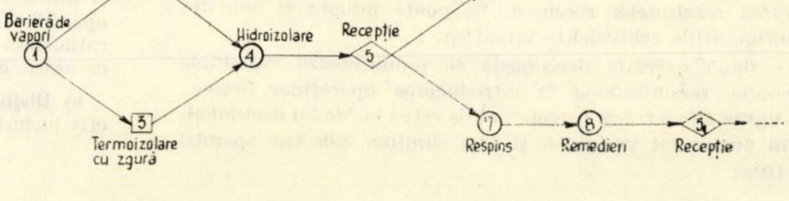
Întrucît reţelele generalizate necesită un aparat matematic foarte dezvoltat (existenţa unor numeroase relaţii stohastice conduce la o considerabilă complexitate, astfel că separarea variantelor devine, uneori, inaccesibilă), vom considera că este suficient să ţinem seamă numai de trei categorii de operaţii:

— *deterministe*, pe care le vom figura cu cercuri;
— *disjunctiv-exclusive*, pe care le vom figura cu pătrate;
— *decizionale*, figurate prin romburi.

Folosind numai aceste trei categorii de operaţii — care de fapt epuizează în mod practic toate cazurile posibile de procese tehnologice din construcţii — se pot obţine reţele MPM cu o complexitate acceptabilă din punctul de vedere al elaborării şi citirii lor.

În figura 24 se prezintă o astfel de reţea pentru procesul „executarea terasei" (reţeaua CPM a fost redată în figura 11). Operaţia „termoizolare" se poate realiza fie cu granulit, fie cu zgură; de unde rezultă două operaţii disjunctiv-exclusive: 2 şi 3. Recepţia lucrărilor (operaţia 5) conduce la două rezultate posibile: acceptat sau respins.

Fig. 24



13. CONCLUZII GENERALE

Reţelele CPM şi MPM permit o descriere clară, judicioasă şi exactă a proceselor complexe, constituind un aparat valoros care asigură integritatea informaţiei tehnice care circulă între diferite grupuri umane. Ambele tipuri de reţele oferă, în general, capacităţi asemănătoare de reflectare a proprietăţilor structurale specifice diferitelor procese tehnologice. Reţelele MPM prezintă avantaje în ceea ce priveşte descrierea unor particularităţi importante, cum sînt suprapunerea, continuitatea şi disjuncţia temporală. Descompunerea reţelelor MPM în niveluri şi subniveluri constituie o metodă puternică de analiză a proceselor generalizate, oferind o posibilitate promiţătoare de abordare şi rezolvare satisfăcătoare a reprezentării lor.

În încheiere este necesar să subliniem că numai după o experienţă practică de mare amploare, privind utilizarea ambelor tipuri de reţele, se va putea ajunge la delimitarea domeniilor de aplicare pentru fiecare din ele.

Bibliografie

[1] ROY B. : *Contribution de la théorie des graphes à l'étude des problèmes d'ordonnancement.* Proceedings of the Second International Conference on Operational Research London, English Universities Press, 1961.

[2] ROY B. : *Graphes et Ordonnancements.* Revue Française de Recherche Opérationnelle, Vol. 6, nr. 25, 1962.

[3] LEVY F. K., THOMPSON G.L., WIEST J. D. : *Introduction to the Critical-Path Method.* Cap. 20 din *Industrial Scheduling.* New Jersey (editori : Muth şi Thompson), Prentice Hall, 1963.

[4] KEMENY J. G., SCHLEIFFER A., SNELL J. L., THOMPSOM G. L. : *Finite Mathematics with Business Applications.* New Jersey, Prentice Hall, 1963.

[5] SIEBENKÄS H. P. : *Aktivitätsorientierte Netzwerke und Kapazitätsbilanz.* Bauplanung-Bautechnik, nr. 7, 1966.

[6] * * * : *Metoda drumului critic. Îndrumător pentru planificarea şi urmărirea lucrărilor de construcţii-montaj.* Bucureşti, SPC–DGCM, 1965.

[7] ROY B. : *Prise en compte des contraintes disjonctives dans les méthodes du chemin critique.* Revue Française de Recherche Opérationnelle, 10, nr.38, 1966.

[8] KAUFMANN A., DESBAZEILLE G. : *La méthode du chemin critique*, Paris, Dunod, 1964.

[9] KAUFMANN A., CRUON R. : *La programmation dynamique.* Paris, Dunod, 1964.

[10] AURIAN J., LAZĂR S. : *Extinderea metodei drumului critic la lucrările executate după metoda în lanţ.* Studii şi Cercetări de Calcul Economic şi Cibernetică Economică, nr. 6, 1966.

NOTE

Utilizarea leucometrului pentru aprecierea diferenţelor de culoare ale ceramicii glazurate

Prof. dr. ing. R. Dinescu
Inst. politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej"
Bucureşti

ing. M. V. Cerchez
Intr. de prod. din ceramică fină
pt. constr. Buc.–Militari

I. GENERALITĂŢI

Realizarea producţiei de culoare constantă necesită posibilităţi de evaluare a diferenţelor de culoare ale pieselor produse, între ele şi în raport cu un etalon. Printre metodele de măsură propuse în acest scop este şi cea bazată pe folosirea leucometrului ([1], [2], [3], [4], [5]).

Consideraţiile legate de principiul metodei arată că valorile coordonatelor tricolorimetrice, indicate de leucometru, nu sînt cele ale sistemului CIE, dar pentru un acelaşi aparat, ele sînt univoc corelate cu culorile măsurate.

W. Falta ([1], [2]) şi O. Reumann [5] indică posibilitatea utilizării leucometrului pentru controlul producţiei de piese ceramice colorate, dar nu precizează domeniile de aplicare ale metodei şi modul de interpretare al rezultatelor; în studiul de faţă s-a urmărit examinarea acestor aspecte, permiţînd o mai bună folosire şi valorificare a acestei metode.

II. PARTEA EXPERIMENTALĂ

Leucometrul indică factorul vizual al suprafeţei colorate – cu alte cuvinte uniformitatea sau diferenţa de culoare; după A. Villa şi W. Falta ([6], [7]) factorul vizual rezultă din însumarea luciului şi culorii suprafeţei.

Principiul de funcţionare al leucometrului C. Zeiss-Jena se bazează pe compararea prin egalizare a curenţilor emişi de două celule fotoelectrice. Una dintre celule este activată de către fascicolul de raze, provenit de la proba de cercetat, şi cea de-a doua de la un fascicol provenit de la o sferă Ulbricht închisă. Se stabileşte astfel o diferenţă de intensitate faţă de lumina iniţială a sursei, care se înregistrează (fig. 1).

Măsurătorile de intensitate se efectuează în trei domenii ale spectrului vizibil, prin introducerea succesivă a tre filtre colorate : roşu, verde şi albastru. Se mai poate lua în consideraţie şi o a patra valoare, folosind lumina albă (fără filtru).

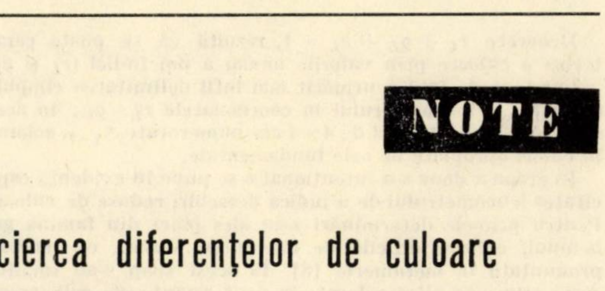


Fig. 1. Schema mersului razelor optice în leucometru
1 – sursă luminoasă; 2 – piese optice; 3 – calcule fotoelectrice; 4 – placă ceramică; 5 – sferă de reflexie

Caracteristicile spectrale ale filtrelor sînt indicate în tabela 1.

Jumătatea lăţimii benzii celei mai eficace este o caracteristică suplimentară a filtrelor, precizînd lăţimea de acţiune a filtrului la lungimea de undă cea mai eficace. Gradele de reflexie a două etaloane (1 şi 2), anexate aparatului, reprezintă procente de alb, faţă de albul material ideal.

Pentru o culoare se citesc trei numere R_L, G_L, B_L, reprezentînd remisia în procente a probei în cele trei zone spectrale (indicele L este simbolul pentru măsura cu leucometrul).

Tabela 1

Caracteristicile filtrelor

Caracteristici / Filtru	Lungimea de undă cea mai eficace (mm)	Jumătatea lăţimii benzii celei mai eficace (mm)	Grad de reflexie etalonul 1 (%)	Grad de reflexie etalonul 2 (%)
Fără (lumină albă)	502	136	85,37	86,31
Albastru	614	28	85,11	86,67
Verde	522	64	86,11	86,73
Roşu	459	42	81,81	82,2

Caracterizarea culorii respective se exprimă sub forma indicilor tricromatici r_L, g_L, b_L, calculaţi după sistemul Baumann-Prase [7] pentru leucometru, în care :

$$r_L = \frac{R_L}{R_L + G_L + B_L},\ g_L = \frac{G_L}{R_L + G_L + B_L},\ b_L = \frac{B_L}{R_L + G_L + B_L}.$$

Deoarece $r_L + g_L + b_L = 1$, rezultă că se poate caracteriza o culoare prin valorile numai a doi indici (r_L şi g_L).

Lucrarea de faţă a urmărit mai întîi delimitarea cîmpului cromatic al leucometrului în coordonatele $r_L - g_L$; în acest scop s-au realizat plăci de 4×4 cm numerotate A_{1-7}, colorate în culori apropiate de cele fundamentale.

În etapa a doua s-a intenţionat a se pune în evidenţă capacitatea leucometrului de a indica deosebiri reduse de culoare. Pentru primele determinări s-au ales plăci din familia galbenului, culoare dificilă de diferenţiat vizual, cu tendinţă pronunţată la metamerie [8]. În acest scop s-au smălţuit două grupe de plăci colorate în două nuanţe ale galbenului : prima grupă B_{1-22} cu un număr de 22 plăci (culoare galben-roşie) şi cea de-a doua C_{1-7} cu un număr de şapte plăci de bază (culoare galben-lămîi).

Asupra tuturor probelor s-a efectuat măsura cu leucometrul a remisiei, calculîndu-se apoi indicii tricromatici pentru leucometru.

Plăcile au fost de asemenea examinate vizual de către trei observatori experimentaţi.

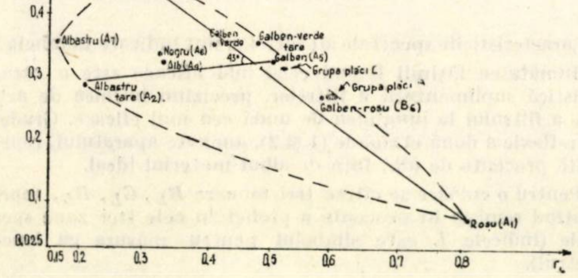
III. REZULTATELE OBŢINUTE

1. Extinderea cîmpului cromatic al leucometrului

Valorile determinărilor efectuate pe plăcile colorate în culorile fundamentale prezentate în figura 2 arată că domeniul de întindere al diagramei culorilor, realizată pentru plăcile smălţuite, este $g_L = 0{,}097 - 0{,}460$ şi $r_L = 0{,}159 - 0{,}0812$.

Se remarcă o îngustare a domeniului de înregistrare a culorilor, faţă de spectrofotometru pe ordonata g_L (verde-albastru). Aceasta se explică prin diferenţa transmisiei filtrelor şi a sensibilităţii celulelor fotoelectrice ale leucometrului, faţă de cele adoptate în sistemul CIE. Unghiul de intersecţie al axelor albastru-galben şi roşu-verde este de 43°.

Fig. 2. Diagrama $r_L - g_L$; grupa plăci A



Culorile plăcilor sînt precizate distinct, avînd puncte şi zone de culori bine determinate, unde există reproductibilitate în timp a măsurătorilor.

2. Evaluarea micilor diferenţe de culoare

Probele de culori galbene din grupele B şi C se prezintă la observaţia vizuală în modul arătat în tabela 2.

Tabela 2

Aprecieri vizuale asupra grupelor de plăci B şi C

Aprecieri vizuale / Observatori	Diferenţiere vizuală	
	Grupa de plăci B	Grupa de plăci C
Observatorul 1	B_6 + 3 subgrupe de nuanţe cu mici diferenţe între ele	C_6 şi C_7 diferă net de C_1 C_2 C_3 C_4 C_5
Observatorul 2	B_6 + 2 subgrupe de nuanţe cu foarte mici diferenţe între ele	— " —
Observatorul 3	B_6 + 1 grupă cu unele plăci cu foarte mici diferenţe între ele	— " —

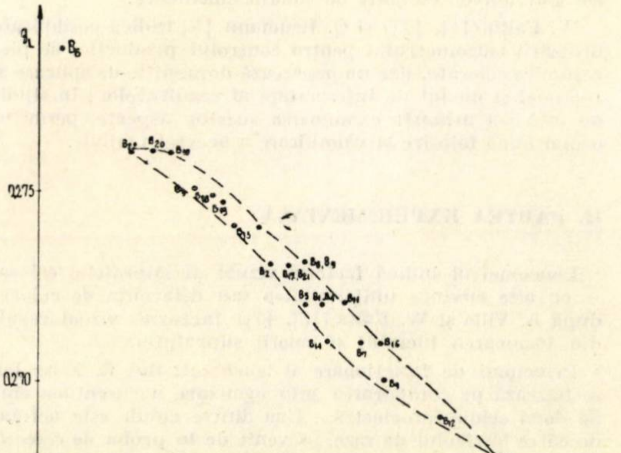
Se evidenţiază din aceste date subiectivitatea diferenţierii de către ochiul omenesc a micilor diferenţe de culoare. Determinările leucometrice ale probelor din grupele B şi C sînt redate în valori ale coeficienţilor tricromatici la scară mărită de 25 de ori (fig. 3 şi fig. 4).

Culorile se amplasează în diagrama $r_L - g_L$ în zone relativ restrînse : pentru B în limitele de $g_L = 0{,}268 - 0{,}279$ şi pentru C între $g_L = 0{,}312 - 0{,}317$.

Nuanţele din grupa B, care nu se deosebesc vizual, formează o grupare strînsă, încadrîndu-se într-un cîmp de formă apropiată de cea eliptică ; aceasta reprezintă o analogie cu elipsele de egală perceptibilitate vizuală din sistemul CIE ([9], [10]).

Plăcile de nuanţe B_6 şi C_{6-7}, diferenţiate vizual faţă de celelalte nuanţe din grupele respective, se aşază în afara suprafeţei formate de culorile indistincte vizual.

Fig. 3. Diagrama $r_L - g_L$ a grupei de plăci de culoare uniformă B (scară mărită faţă de fig. 2)



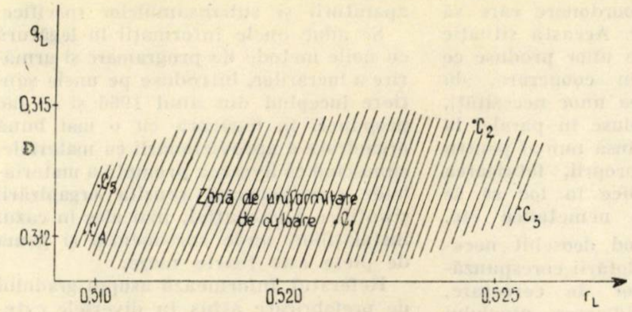


Fig. 4. Diagrama $r_L - g_L$ a grupei de plăci de culoare uniformă C. (Scara mărită față de figura 2 și plăcile diferențiale vizual ies din cîmpul diagramei)

În grupa de plăci colorate C, se evidențiază o zonă de uniformitate, în care se plasează plăcile C_1, C_2, C_3, C_4, C_5 cu o suprafață de asemenea apropiată, ca formă, de elipsă.

Se observă în cele două cazuri prezentate posibilitatea leucometrului de a decela diferențe mici de culoare, chiar insesizabile de către ochiul omenesc. În scopuri practice, pentru definirea variațiilor admisibile de culoare față de o mostră dată, se pot delimita valorile care se acceptă ale coeficienților sau chiar coordonatelor tricromatice pe bază de măsurători leucometrice, asupra unor probe de control, verificate și vizual.

Valorile limită admisibile ale datelor citite la leucometru, respectiv în forma r_L și g_L, sau chiar în forma R_L, G_L, pot fi transpuse grafic sau tabelar, conducînd la trasarea unor zone de admisibilitate a diferenței de culoare ([11], [12], [13], [14], [15]).

Extinderea zonei de uniformitate variază cu culoarea etalon respectivă ; urmează a se stabili care este sensibilitatea leucometrului în alte domenii cromatice decît cele galbene, care au fost studiate.

Cu limitările arătate, se poate conchide că leucometrul este utilizabil pentru controlul uniformităților de culoare în producția de articole ceramice colorate.

IV. CONCLUZII

1. Leucometrul cu celule fotoelectrice poate percepe diferențe de culoare echivalente sau mai mici decît cele vizuale, pentru culorile galbene studiate.

2. Se pot trasa, plecînd de la datele experimentale, exprimate în coeficienți tricromatici leucometrici, zone de uniformitate cromatică în raport cu culori etalon.

3. Leucometrul poate fi folosit pentru controlul uniformității producției de piese ceramice colorate.

Bibliografie

[1] Falta W. : V.E.B. Carl Zeiss Jena Nachrichten, 7, 1955, nr. 1, 5

[2] * * * : *Leukometerdruckschrift*, V.E.B. Carl Zeiss Jena, CZ G 32-625 a-1

[3] Jeanne M. : J.Opt.Soc.Am. 54, 1964, 1046

[4] * * * : *Sprechsaal, Augewandtete Messungen und Regeltechnik*, 1964, al 125

[5] Reumann O. : Glas - Email - Keramo-Techn. 12, 1961, 437

[6] Villa A. : Ind. Ceram. 1966, nr. 589, 815–816

[7] Falta W. : V.E.B. Carl Zeiss Jena Nachrichten, 8, 1960, 284

[8] * * * : *Baumanns Neue Farbeton Karte, System Prase*, V.E.B. Carl Zeiss Jena Nachrichten, 7, 195, 5

[9] * * * : *Étude de la couleur dans l'industrie céramiqe*, Bull, Soc. franc. ceram., 1959, nr. 43, 3–43

[10] Hunter R. : Am. Ceram. Soc. Bull, 36, 1957, 249

[11] Evans R. : *Vvedenie v teoriu țveta*, Moscova, Izdatelstvo Mir, 1964, 274-298

[12] Duchemin Í. : L'industrie textile, 1957, nr. 842, 65

[13] Petzold A. : *E mali*, Moscova, Naucinoe-tehniceskoe izdatelstvo metalurgii, 1958, 450

[14] Janosfy K. : Cukoripar, 17, 1964, 8–14

[15] Iling A., Balinkin I. : Am. Ceram. Soc. Bull, 44, 1965, 956

CRONICĂ

Conferința de instalații

București, 22—24 noiembrie 1967

Conferința de instalații organizată de Consiliul național al inginerilor și tehnicienilor în colaborare cu Comitetul de Stat pentru Construcții, Arhitectură și Sistematizare a reunit peste 400 specialiști din diferite sectoare de activitate — cercetare, proiectare, execuție, în vederea dezbaterii unor probleme actuale ale instalațiilor, a unei informări reciproce și a unei mai bune cunoașteri între inginerii și tehnicienii din instalații.

Ședințele plenare ale acestei întîlniri au fost consacrate celor patru referate generale, sintetizînd stadiul actual și perspectivele în domeniul proiectării, executării și exploatării instalațiilor, problemele de specialitate fiind abordate în cadrul lucrărilor pe secții, în care s-au prezentat 50 de referate de specialitate și comunicări.

Ceea ce conferă un caracter deosebit conferinței este faptul că, spre deosebire de alte manifestări cu caracter mai limitat, s-au întrunit pentru prima oară inginerii instalatori din toate specialitățile, în program fiind incluse probleme ale instalațiilor de încălzire, ventilare, electrice, sanitare, gaze, cu specific de aplicare în clădiri civile și industrii.

Referatul **ing. E. Tamler** (CSCAS) — *„Stadiul actual și concepții de viitor privind instalațiile”* a trecut în revistă principalele soluții aplicate în prezent, subliniind progresul și raționalizările obținute, rezolvările mai puțin corespunzătoare și a arătat tendințele de dezvoltare în viitorul apropiat în ceea ce privește concepția instalațiilor.

În domeniul instalațiilor de apă și canalizare au fost abordate gradul de dotare cu instalații sanitare, utilizarea sistemelor de alimentare cu apă pe zone de presiuni și gradul de concentrare a stațiilor de hidrofor, racordarea directă a acestor stații la rețeaua urbană, domeniul de aplicare a diverselor soluții de preparare a apei calde menajere. S-au arătat modificările ce se aduc prescripțiilor oficiale pentru dimensionarea instalațiilor de apă în vederea obținerii unor economii la costul rețelelor concomitent cu asigurarea în bune condiții a funcționalității, precum și unele măsuri necesare pentru evitarea risipei în consumul de apă. Au fost accentuate aspectele legate de extinderea prefabricării instalațiilor sanitare și a folosirii țevilor din mase plastice, deosebit de importante, în vederea economisirii de metal și ridicării productivității muncii.

În legătură cu instalațiile de gaze s-au prezentat principiile de dimensionare care vor sta la baza noului normativ de proiectare și care vor conduce la importante economii de metal. De asemenea, s-au evidențiat unele soluții mai economice, cum ar fi folosirea treptelor de presiune superioare, concentrarea stațiilor și posturilor de reglare și unele măsuri de viitor, ca introducerea conductelor de mase plastice, a unor detectoare moderne pentru detectarea pierderilor etc.

În ceea ce privește concepția instalațiilor electrice, s-a insistat asupra necesității diferențierii, în viitor, a instalațiilor din clădirile de locuit și a rețelelor pe zone, în funcție de sistemele de încălzire prevăzute a se utiliza, această măsură fiind justificată de perspectiva introducerii utilajelor electrocasnice grele în gospodării. Au fost trecute în revistă unele soluții noi care încep a fi introduse, cum ar fi instalația de apartament complet prefabricată, instalațiile de recepție cu antenă colectivă pentru radio și televiziune, s-au menționat raționalizările obținute în concepția rețelelor de distribuție din ansamblurile urbane.

S-au relevat unele aspecte în legătură cu folosirea diferitelor materiale deficitare, unele exagerări întîlnite în practica de proiectare a rețelelor de distribuție din industrii, a iluminatului, instalațiilor de curenți slabi, insistîndu-se asupra posibilităților de a se obține rezultate economice și tehnice mai bune.

Partea din expunere, referitoare la instalațiile de încălzire, subliniază în primul rînd necesitatea ridicării eficienței termice a clădirilor, în vederea reducerii consumului de combustibil la limite justificate economic, și arată modificările ce se vor aduce noului standard pentru calculul pierderilor de căldură.

În continuare se indică principalele direcții de raționalizare a instalațiilor de încălzire avute în vedere pentru a reduce consumul de metal și a introduce un înalt grad de industrializare a execuției. În primul rînd se preconizează introducerea unor corpuri de încălzire ușoare, ceea ce va permite ridicarea parametrilor agentului termic și folosirea unor sisteme monotubulare, care se pretează foarte bine la prefabricare avansată. Sînt evidențiate problemele de reglare ce se pun în legătură cu utilizarea unei game de corpuri de încălzire de diverse tipuri. În privința încălzirii halelor industriale, sînt redate domeniile de folosire a diferitelor sisteme, așa cum s-a conturat în practica de proiectare și se indică căile de raționalizare a acestor instalații. Referatul arată evoluția în realizarea surselor de căldură și a rețelelor de distribuție, subliniind avantajele concentrării surselor, echipării centralelor cu agregatele mari care se asimilează în prezent la M.I.C.M., raționalizările în construcția rețelelor termice prin folosirea unor tipuri de canale mai economice și, în viitor, prin pozarea conductelor fără canale.

În domeniul instalațiilor de ventilare a fost evidențiată în special problema gradului de dotare a diferitelor categorii de clădiri cu instalații de confort, apreciindu-se ca necesară o sporire a acestor dotări în viitorul imediat. S-au discutat unele evoluții ale sistemelor, importanța dezvoltării bazei materiale pentru realizarea unor instalații de ventilare eficiente, subliniindu-se în același timp necesitatea studiului aprofundat al problemelor în cursul proiectării pentru ca instalațiile să satisfacă integral cerințele.

În încheierea referatului s-a arătat necesitatea amplificării studiilor și cercetărilor în instalații, condiție esențială pentru realizarea unor progrese simțitoare și rapide, și care se poate realiza numai cu participarea tuturor factorilor interesați, din proiectare, execuție și întreprinderi producătoare.

În referatul **ing. Dan Ghițescu** (INCERC) *,,Probleme privind materialele de instalații''*, după ce s-a amintit de modernizarea unei serii de fabrici producătoare de materiale de instalații, darea în funcțiune a unor fabrici noi, noile fabrici în curs de proiectare sau realizare, s-au discutat direcțiile în care trebuie concentrate eforturile pentru ca producția de materiale să țină pasul cu progresul tehnic în domeniul instalațiilor.

S-a arătat că una din deficiențele principale în domeniul producției de materiale de instalații rezidă în faptul că aceasta se află dispersată la mai multe ministere, lipsind un for de coordonare care să orienteze acest sector. Această situație îngreunează asimilarea unor produse ce trebuie realizate prin cooperare, dă naștere la neacoperirea unor necesități, dezvoltarea unor produse în paralel la mai multe ministere, însă numai pentru acoperirea nevoilor proprii, fabricarea unor materiale metalice în loc să se recurgă la materiale nemetalice etc.

S-a subliniat în mod deosebit necesitatea organizării și dotării corespunzătoare a laboratoarelor de cercetare, menite să asigure ridicarea nivelului calitativ al produselor.

Vorbind apoi despre diversele grupe de materiale, autorul a expus realizările obținute, dezvoltările prevăzute și direcțiile de cercetare și asimilare de noi produse avute în vedere.

Astfel, în privința materialului tubular se marchează tendința restrîngerii folosirii țevilor metalice, care va fi facilitată prin extinderea în viitorul apropiat a producției de țevi de azbociment cu diametre pînă la 600 mm, intrarea în funcțiune a noii fabrici de tuburi de bazalt, introducerea în fabricație a țevilor din polietilenă. Pentru viitor se prevăd alte sortimente de material tubular și trecerea la sisteme de îmbinare moderne.

În privința armăturilor se arată necesitatea unei varietăți mai mari, care se poate obține rațional prin folosirea unor piese modulate, cu folosință multiplă. Obiectele sanitare, la care s-au obținut realizări deosebit de valoroase, vor trebui adaptate în continuare pentru a promova sisteme simple de fixare și reducerea numărului de piese accesorii.

Sînt arătate necesitățile de asimilare de noi corpuri de încălzire ușoare, aparataj și accesorii pentru instalații de ventilare etc., care vor căpăta în bună parte rezolvare prin intrarea în funcțiune a unei noi fabrici, prevăzute a se construi în anii 1968—69 la Alexandria.

S-au menționat măsurile luate de M.I.C.M. în vederea creșterii sortimentului de cazane pentru încălziri centrale și modernizarea unor tipuri de cazane și schimbătoare de căldură.

Din analiza diverselor grupe de materiale a reieșit că sînt încă multe lacune în privința sortimentelor și calității materialelor și aparatajelor de instalații și că sînt necesare în continuare alte măsuri pentru înlăturarea lor.

În referatul *,,Probleme privind execuția lucrărilor de instalații''*, **ing. L. Antohi** (M.I.C.) a expus problemele legate de organizarea lucrărilor în vederea creșterii productivității, scurtării duratei de execuție și reducerii prețului de cost.

Autorul arată inconvenientele actualei organizări, în care lucrări de același gen revin unor unități subordonate la diverse foruri de coordonare, ceea ce are în unele cazuri consecințe negative asupra dotării tehnologice a executantului, nivelului tehnic al lucrărilor și indicilor tehnico-economici realizați. În lumina Directivelor C.C. al P.C.R. se întrevede posibilitatea specializării unor întreprinderi pentru executarea instalațiilor de mare tehnicitate (condiționare, automatizare), dotate cu posibilități proprii de proiectare și de execuție a aparaturii și subansamblelor specifice.

Se aduc unele informații în legătură cu noile metode de programare și urmărire a lucrărilor, introduse pe unele șantiere începînd din anul 1966 și se fac propuneri în legătură cu o mai bună organizare a aprovizionării cu materiale, cunoscînd că livrarea promptă a materialelor condiționează reușita organizării științifice a execuției, mai ales în cazul instalațiilor, unde sortimentul și gama de piese este foarte mare.

Referatul informează asupra gradului de prefabricare atins în diversele categorii de instalații prin transferarea în ateliere a executării unor noduri sau subansambluri, echipării centralizate a unor obiecte și aparate etc., insistînd asupra tipizării soluțiilor, care astăzi se află încă la nivel nesatisfăcător. Se arată unele măsuri luate în cadrul ministerului, cum ar fi asimilarea unor noi tipuri de dispozitive de fixare prin care se va reduce timpul de montaj și consumul de metal.

Sînt prezentate date cu privire la dotarea atelierelor de prefabricare și a indicilor de productivitate respectivi, precum și razele economice de deservire, pentru care se indică 400...500 km — la prefabricate din țevi, respectiv 200...300 km — la prefabricate din tablă. De asemenea se indică date comparative asupra productivității proceselor de prelucrare obținute cu diferite utilaje.

Este abordată și problema mecanizării lucrărilor de șantier, arătîndu-se dispozitivele și sculele moderne de lucru, introduse parțial la unele întreprinderi și care ar trebui folosite pe scară mult mai largă.

În referatul *,,Aspecte privind exploatarea instalațiilor în ansambluri urbane''* **ing. M. Dumitrescu** (IPCT) a comunicat rezultatele unei anchete efectuate la un număr de 140 obiective, pentru a obține o imagine asupra comportării instalațiilor și economicității exploatării.

Au fost subliniate încă o dată deficiențele cu caracter aproape general care se manifestă în exploatarea instalațiilor datorită folosirii unui personal neinstruit și de slabă calificare, lipsei unui control și a unei îndrumări organizate. S-a constatat o variație în limite foarte largi și nejustificată a consumurilor de energie și a cheltuielilor de exploatare, neefectuarea corespunzătoare a lucrărilor de întreținere, lipsa unor evidențe sau evidențe defectuoase, în unele cazuri o exploatare necorespunzătoare care au drept urmare uzura prematură a agregatelor. În afara deficiențelor organizatorice, la această situație contribuie lipsa aparaturii de reglaj, măsură și control și scăderi calitative la unele din agregatele sau aparatele folosite.

★

În secția de instalații sanitare, de încălzire și ventilare s-au dezbătut unele din principalele probleme care interesează în prezent pe specialiști, referindu-se atît la soluții și sisteme cît și la unele echipamente.

,,Alegerea agenților termici și a sistemelor de încălzire pentru hale industriale'' a făcut obiectul unor referate prezentate

de **ing. Gh. Hanutz** (I.P.C.M.) pentru industria constructoare de maşini, **ing. St. Popescu** (IPROMET) pentru industria metalurgică şi **ing. St. Popescu** (IPROCHIM) pentru industria chimică. A rezultat că se foloseşte cu predilecţie ca agent termic apa fierbinte şi apa caldă; în industria chimică unde există un important consum tehnologic de abur, după caz, se foloseşte aburul ca agent termic şi pentru încălzire şi ventilare. Utilizarea apei fierbinţi, deşi avantajoasă, întîmpină unele dificultăţi datorită folosirii unui echipament necorespunzător (aeroterme, baterii de încălzire a aerului, armături). Se subliniază necesitatea ca în cazul apei fierbinţi să se facă reglajul pe ramuri alimentînd consumatori de acelaşi gen.

În halele cu necesităţi de ventilare, pentru considerente economice se dă preferinţă soluţiei de încălzire cu aer cald. În cazul unor hale cu suprafeţe mari este mai indicată utilizarea unuia sau mai multor grupuri de ventilare decît a aerotermelor. Se citează exemplul Uzinei de autoturisme—Piteşti cu o suprafaţă de 108 000 m^2 — utilizînd 24 grupuri de ventilare a 100 000 m^3/h fiecare.

În spaţii neventilate, în industria constructoare de maşini, se foloseşte încălzirea prin radiaţie, cu panouri suspendate de ţevi utilizînd apa fierbinte (ex. FMUAB—Bucureşti şi Hala motoare—Reşiţa) sau ţevi înglobate în tavan — cu apă caldă (I.P.R.S. — Băneasa). În toate cazurile este necesară prevederea unor suprafeţe de încălzire la partea inferioară a pereţilor.

În comunicarea ,,*Parametrii resurselor secundare folosite ca agenţi termici pentru industria chimică*'' — **ing. I. Grigoriu** (IPROCHIM), se subliniază necesitatea utilizării cît mai economice a parametrilor termici ai resurselor secundare.

Problemele privind ,,*Condiţionarea aerului în hale industriale*'' au fost cuprinse în referatele prezentate de colectivele **ing. Gh. Cristescu, ing. V. Bălan, ing. O. Wachsman, ing. I. Marinescu, ing. V. Toader** (I.P.I.U.), pentru industria textilă, şi **ing. D. Georgescu** şi **ing. V. Alexandrescu** (I.P.I.A.) pentru industria alimentară.

În industria textilă se folosesc centrale de condiţionare cu capacităţi mari (100 000 — 300 000 m^3/h); echipamentul importat pînă în prezent este pe cale de a fi asimilat pentru producere în ţară.

Halele, de suprafeţe mari, uneori blindate, folosesc grinzi-canale pentru distribuţia aerului.

În industria alimentară condiţiile de temperatură şi umiditate sînt foarte diferite în funcţie de specific (carne, brînzeturi, bere, tutun etc.), diferind aproape totdeauna de parametrii de confort.

Sălile de spectacol au făcut obiectul unei serii de referate. Astfel: ,,*Încălzirea şi ventilarea sălilor de spectacol*'' a fost titlul referatului prezentat de **ing. L. Herşcovici** (ISCAS). Se arată experienţa cîştigată în proiectarea unor case de cultură. Sistemul de încălzire-ventilare din sălile de spectacol este fie sus-jos (Petroşani), fie jos-sus (oraş Gh. Gheorghiu-Dej, Galaţi, Piteşti). Nu s-au tras încă concluzii asupra soluţiei optime, măsurătorile fiind în curs.

În comunicarea ,,*Unele concluzii rezultate din aplicarea schemei de circulaţie jos-sus la ventilarea sălilor de spectacol*'' — **ing. I. Şovăială** (I.P.B.) prezintă rezultatul măsurătorilor făcute asupra unei săli în care s-a aplicat schema jos-sus.

În aceeaşi grupă de probleme, comunicarea ,,*Microclimatul unor săli de spectacol din Capitală, cu analiza critică a instalaţiilor de condiţionat aerul*'' — **ing. V. Davidescu** (I.S.S. — Bucureşti) arată rezultatul unor măsurători făcute în cursul exploatării în 48 săli de cinematograf din Capitală, din care 20 au instalaţii de ventilare mecanică. Se constată că instalaţiile de ventilare, datorită unor execuţii şi exploatări necorespunzătoare, nu au eficacitatea aşteptată.

O serie de probleme cu caracter specific au fost tratate în referatele:

— ,,*Instalaţii de încălzire şi răcire prin radiaţie realizate la extinderea holului Athénée Palace din Bucureşti*'' — **ing. N. Predeleanu** (I.P.B.); hotelul are o instalaţie de încălzire-răcire prin plafon, cu plăci de aluminiu perforate şi serpentine de ţevi.

— ,,*Încălzirea şi ventilarea clădirilor mari de călători în transporturi feroviare*'' — **ing. M. Kresniţchi** (I.P.C.F.); se remarcă caracteristica unor clădiri înalte în care încălzirea se face combinat cu aer cald şi suprafeţe statice.

— ,,*Ventilarea sălilor de încărcare a acumulatoarelor*'' — **ing. Gh. Popovici** (I.P.C.F.); se propune modificarea normativului în vigoare în ceea ce priveşte metoda de calcul a necesarului de aer, a distribuţiei sale şi alegerea temperaturii interioare de calcul.

— ,,*Instalaţii de exhaustare a deşeurilor şi nocivităţilor din industria lemnului*'' — **ing. D. Golianu** (ISPF); instalaţiile servesc unui dublu scop — de transport şi de ventilare.

— ,,*Instalaţii termice de încălzire şi răcire a componenţilor betonului, ataşate fabricilor de beton pe marile şantiere hidroenergetice*'' — **ing. M. Misici** (I.S.P.H.); comunicarea se referă la necesitatea tratării agregatelor şi nu a betonului gata preparat.

Problema surselor de căldură a fost obiectul unei alte serii de referate. Astfel în referatul ,,*Stadiul actual şi perspectivele asigurării necesităţilor de cazane pentru încălzire centrală*'' — **ing. Gh. Iliescu** (C.C.P.C.), se arată care sînt tipurile de cazane noi sau reproiectate, pentru încălzire centrală. Rezultă că produsele se grupează în trei familii de cazane: pentru apă fierbinte (100, 50, 25, 10 Gcal/h), pentru apă fierbinte sau apă caldă (5, 3, 2 Gcal/h), pentru apă caldă — tip Metalica capacitate (1—0, 8 —0, 6—0, 4—0, 2 Gcal/h); cazanele cu instalaţii corespunzătoare de ardere şi automatizare vor avea un randament ridicat.

În referatul ,,*Surse urbane de alimentare cu căldură*'', **ing. A. Petrescu** (C.S.C.A.S.) arată domeniile optime pentru diferitele soluţii de alimentare cu căldură, corelat cu echipamentele de cazane prevăzute. Se preconizează soluţia de termoficare de la un necesar de căldură de 200 Gcal/h, din care cel urban poate reprezenta 100 Gcal/h şi restul industrial. Pentru consumuri mai reduse, pînă la 40—50 Gcal/h — se recomandă centrale termice de apă fierbinte; între 40—50 Gcal/h şi 20 Gcal/h se pot adopta — după caz — centrale termice de apă fierbinte sau apă caldă, iar sub 20 Gcal/h, centrale termice de apă caldă. Pentru punctele termice se recomandă capacităţi de cca 10 Gcal/h.

Comunicarea ,,*Centrală termică echipată cu cazane GAMA de mare randament termic*'' — **ing. I. Berindan, ing. E. Radu** (IFA), **ing. M. Stoian, ing. Lucia Tănăsescu** (I.S.P.E.) prezintă soluţia centralei termice extinsă la I.F.A., care utilizează cazane GAMA de 2 Gcal/h.

Problema automatizării a fost prezentată în referatul ,,*Perspectivele automatizării instalaţiilor de încălzire cu apă caldă şi fierbinte*'' — **ing. A. Birbănescu** (IPIA). Rezultă necesitatea prevederii funcţionării automate a instalaţiilor de încălzire pentru asigurarea securităţii instalaţiei, a unui consum economic de combustibil şi a reglajului corespunzător confortului dorit. Există condiţii în ţara noastră pentru a se trece la automatizarea instalaţiilor de încălzire.

În grupa problemelor de instalaţii sanitare s-a prezentat referatul ,,*Noi elemente privind dimensionarea staţiilor de hidrofor*'' — **ing. L. Dumitrescu** (C.S.C.A.S.). În urma unei analize tehnico-economice se preconizează echiparea staţiilor de hidrofor cu un număr cît mai redus de pompe. Se propune o schemă nouă de automatizare a staţiilor, permiţînd o funcţionare mai avantajoasă, în paralel, a pompelor.

,,*Asigurarea presiunii apei în ansambluri cu regimuri variate de înălţime în oraşul Bucureşti*'' a făcut obiectul unui referat prezentat de **ing. St. Mîndru** şi **ing. S. Abduraim** (IPB). Se prezintă o comparaţie între soluţiile cu o singură reţea de înaltă presiune sau cu două reţele de înaltă şi joasă presiune. Soluţia se alege în fiecare caz în parte pe baza unui calcul tehnico-economic, neputîndu-se stabili reguli rigide.

Referatul ,,*Prepararea apei calde menajere pentru ansambluri de locuit*'' — **ing. M. Oniga** (IPCT) analizează sarcina termică a generatorului de căldură, în funcţie de programul de funcţionare şi de gradul de acumulare. În unele situaţii, centrala termică poate fi dimensionată fără a ţine seamă de necesarul de căldură pentru prepararea apei calde menajere.

O serie de probleme de instalaţii sanitare, cu caracter specific, au fost tratate în referatele:

,,*Influenţa instalaţiilor pentru prevenirea şi combaterea incendiilor asupra costului instalaţiilor de apă*'' — **ing. I. Margulis, ing. A. Viecelli** (IPIA); se propune reconsiderarea unor instalaţii în vederea reducerii costului instalaţiilor pentru prevenirea şi combaterea incendiilor.

,,*Unele soluţii de rezolvare a instalaţiilor sanitare, de apă şi canalizare în terenuri macroporice sensibile la înmuiere*'' — **ing. A. Viecelli, ing. Lidia Popa, ing. E. Goldstein** (IPIA).

„Instalații pentru colectarea și evacuarea apelor corosive sau contaminate radioactiv” — **ing. M. Stoian, ing. Lucia Tănăsescu, ing. Edith Ungar** (ISPE).

„Studiul igienic-sanitar al conductelor din PVC utilizate în rețeaua de distribuție a apei — **chim. Ecaterina Căzăceanu, dr. Gh. Brînduș, asist. Maria Pădure, tehn. biolog Margareta Cotescu** (Inst. de igienă); se arată concluziile analizelor făcute asupra apei transportate prin conducte de PVC, din care rezultă că apa își păstrează calitățile în limitele admise.

Un grup de comunicări se referă la tipizarea instalațiilor. Astfel, sub titlul *„Detalii tip de instalații”* — **M. Gheorghiu** (IPCT), se prezintă stadiul întocmirii cataloagelor pentru detalii tip de instalații.

Comunicarea *„Canale curente tipizate pentru conducte termice”* — **ing. M. Dumitrescu** (IPCT) prezintă o comparație a principalelor soluții de canale utilizate.

În comunicarea *„Tipizarea elementelor comune în instalațiile cu caracter industrial”* — **ing. I. Tănase** (Tr. 2 I.M.) se prezintă avantajele tipizării acestor elemente și experiența cîștigată în acest domeniu în organizarea atelierelor centrale.

Probleme privind instalațiile de gaze au fost dezbătute în referatul *„Principii noi de dimensionare a rețelelor de gaze”* — **ing. G. Gheorghe** (IPGC). Se face analiza critică a diferitelor formule de dimensionare, propunîndu-se o nouă formulă de calcul, care să țină seamă de utilizarea presiunii existente în rețea. Se arată importanța factorilor de încărcare în dimensionarea rețelelor.

★

În cadrul Secției de instalații electrice, problemele prezentate au atins domenii pentru care se manifestă în prezent un interes deosebit. Au fost dezbătute atît soluțiile și sistemele preconizate în proiectarea instalațiilor, cît și unele probleme legate de raționalizarea și economicitatea în execuția instalațiilor.

Astfel a fost primită cu un viu interes comunicarea **ing. I. Grăniceanu** (MEE) *„Perspectiva evoluției consumurilor de energie electrică pentru utilizări casnice”*. În special au interesat prevederile de perspectivă, care, bazate pe o analiză detaliată a dotării cu utilaje electrocasnice, iau în considerare creșteri ale consumului specific mediu de energie electrică pe abonat (de la 450 kWh/an în 1965, la circa 1400 kWh/an în 1980), apropiind astfel consumurile de la noi de nivelul țărilor foarte avansate.

Apropiate de acest domeniu au fost și subiectele dezvoltate de: **ing. M. Popescu** (ISCAS) *„Indicii tehnico-economici caracteristici distribuțiilor electrice urbane”*, **ing. C. Bianchi** și **ing. E. Leizer** (IPCT) *„Soluții raționale pentru racordarea blocurilor de locuințe”*.

Problemele legate de proiectarea iluminatului electric au făcut obiectul unui număr apreciabil de comunicări, iar nivelul la care acestea au fost tratate și multitudinea aspectelor prinse în lucrări au provocat un interes deosebit, dovedit și prin dezbaterile ce au avut loc.

Astfel, a fost găsită ca deosebit de oportună comunicarea **ing. Gh. Leoveanu** (IPCT) *„Considerente în legătură cu îmbunătățirea prescripțiilor pentru proiectarea iluminatului artificial”*, din care a rezultat printre altele progresul realizat în acest domeniu la noi, respectiv apropierea de prevederile normative din țările europene avansate.

Prin comunicările **ing. Eugenia Sufrim** (ICSPM) *„Probleme speciale în iluminatul halelor industriale”*, **ing. V. Vasilescu** și **ing. L. Stoica** (IPIU) *„Iluminatul halelor blindate din industria textilă”* s-au adus informații deosebit de interesante referitoare la caracteristicile instalațiilor de iluminat industrial.

Calitatea iluminatului artificial a făcut obiectul a două interesante referate. Astfel, comunicarea **ing. D. Țipa** (INCERC) *„Verificarea prin măsurători a soluțiilor de proiectare a iluminatului artificial pentru săli de învățămînt”* a prezentat rezultatele obținute prin verificarea unor astfel de instalații, ajungînd la concluzia că se impune introducerea pe viitor a unor sisteme mai raționale.

Colectivul din Institutul de igienă, **dr. C. Grădină, fiz. V. Pascu, dr. A. Ionescu** și **fiz. I. Sufană**, a comunicat rezultatele obținute prin lucrarea: *„Coeficientul de modulație al fluxului luminos al tuburilor fluorescente alimentate în curent alternativ”*; s-a arătat printre altele că este rațional să se treacă la clasificarea lămpilor fluorescente după valoarea coeficientului de modulație; acesta trebuie avut în vedere la stabilirea soluției de iluminat corespunzătoare specificului locurilor de muncă.

Ing. O. Stavrescu și **ing. M. Pietrosu** (ISPE) au prezentat lucrarea: *„Utilizarea calculatoarelor electronice în proiectarea instalațiilor de iluminat”*, arătînd modul în care s-au aplicat astfel de calcule la proiectarea noului sediu al ISPE.

Aspecte extrem de interesante au atins comunicările unor specialiști ai IDEB în probleme de iluminat public; astfel, au fost prezentate lucrările:

— *„Concepții noi în proiectarea instalațiilor de iluminat public”* — **ing. Georgeta Ioniță, ing. S. Moldoveanu** și **ing. W. Schapira**.

— *„Principii de proiectare pentru instalațiile de iluminat arhitectural”* — **ing. Georgeta Ioniță** și **ing. W. Schapira**.

— *„Utilizarea lămpilor cu xenon, pentru iluminatul spațiilor mari deschise”* — **ing. Georgeta Ioniță** și **ing. W. Schapira**.

Comunicările din domeniul iluminatului s-au încheiat prin comunicarea **ing. D. Savopol** (Electrofar) *„Surse moderne de lumină”*; a interesat în special specificația viitoarelor produse ale fabricii Electrofar și perspectivele de îmbunătățire a actualelor produse ale acestei fabrici.

O problemă de mare actualitate a făcut obiectul referatului *„Metode grafice pentru dimensionarea instalațiilor de antene colective”* prezentat de **ing. Ch. Gust** (Institutul politehnic — Brașov). Metoda expusă permite determinarea cu multă operativitate a limitelor de tensiuni cu instalații și caracteristicile echipamentului, conducînd totodată la o dimensionare economică a instalației, prin valorificarea mai completă a performanțelor echipamentului.

Instalațiile electrice industriale au făcut obiectul unui grup de referate prezentate de specialiștii din institute centrale de proiectare și din execuție.

În comunicarea **ing. C. Alexe** și **ing. N. Ganea** *„Metodă practică de calcul a factorului de putere optim”*, pe lîngă expunerea teoretică a metodei de calcul a factorului de putere optim, s-a prezentat și un interesant exemplu de calcul.

Pentru distribuțiile uzinale metalurgice se adoptă soluțiile cu racorduri adînci, posturi de transformare amplasate direct la consumator, distribuții concentrate cu linii magistrale. Aceste aspecte au fost puse în evidență prin comunicarea **ing. Gh. Pop** (IPROMET) *„Sisteme de distribuție de forță în hale industriale metalurgice”*.

În legătură cu soluțiile de protecție împotriva accidentelor de electrocutare, **ing. M. Sufrim** (ICSPM) a prezentat lucrarea: *„Dirijarea distribuțiilor potențialelor — mijloc eficient de protecție în instalații electroenergetice de înaltă tensiune din hale industriale”*. A reieșit eficiența tehnico-economică deosebită a acestei soluții în instalațiile în care curenții de defect ating valori foarte mari, cazuri în care sistemele clasice de protecție prin legare la pămînt nu se mai pot realiza în condiții raționale.

Aspecte foarte interesante din practica executării instalațiilor electrice în sectorul chimic au fost relevate prin referatele prezentate de specialiștii Întreprinderii de instalații — București (I.I.B.):

— *„Din practica execuției industrializate a instalațiilor electrouzinale”* — **ing. M. Dumitrescu**.

— *„Folosirea profilelor din tablă cu secțiune de mare randament”* — **ing. M. Dumitrescu**.

— *„Unele aspecte ale executării lucrărilor de instalații electrice în mediu cu pericol de explozie”* — **ing. H. Miller**.

A rezultat din aceste lucrări că I.I.B. realizează instalații de distribuție cu un grad avansat de preuzinare, se folosesc în mare măsură elementele tipizate de catalog și confecțiile metalice cu profiluri de mare randament. A mai rezultat că întreprinderea este bine pregătită pentru execuția instalațiilor în medii cu pericol de explozie.

Un vădit interes a prezentat și referatul *„Organizarea controlului de calitate pe șantiere a lucrărilor de instalații electroenergetice uzinale”* — **ing. M. Dumitrescu** (I.I.B.), atît prin datele asupra modului în care se efectuează controlul, cît și prin modul de organizare a laboratoarelor de măsurări.

★

Numărul mare de comunicări și diversitatea temelor prezentate în referatele de sinteză și de specialitate, ca și discuțiile ce s-au purtat în cadrul conferinței, constituie o dovadă a activității și a preocupărilor tehnice și științifice ale inginerilor și tehnicienilor din instalații, cît și succesul acestei prime conferințe.

Din lucrările conferinței și referatele de sinteză se poate desprinde că în ramura instalațiilor există vizibil tendința dar și necesitatea de a se trece la o nouă etapă, calitativ superioară. Pentru aceasta se creează în parte condițiile necesare prin măsurile luate pentru lărgirea bazei materiale.

S-a subliniat că în vederea obținerii într-un timp scurt a modernizării și completării materialelor și echipamentelor, este necesar ca toți factorii interesați să se angreneze împreună cu Institutul de cercetare și Institutele de proiectare.

Există evident necesitatea lărgirii cercetărilor și experimentărilor în instalații și pe linia de concepție, pentru a alege soluțiile optime din punct de vedere tehnic, economic și funcțional.

O altă constatare se referă la necesitatea de a se extinde folosirea metodelor moderne de calcul, folosind în condiții optime mașinile de calcul.

A reieșit de asemenea necesitatea de a se extinde în continuare utilizarea materialelor înlocuitoare de metal și de a se extinde prefabricarea instalațiilor, plecînd de la tipizarea și modularea încăperilor și a elementelor de instalații, realizîndu-se soluții independente de elementele structurii.

În altă ordine de idei, s-a concretizat ideea că în etapa următoare este necesară creșterea gradului de confort și a celui de dotare cu echipament de instalații — în special în ceea ce privește condiționarea aerului și instalațiile electrice.

Activitatea de exploatare a instalațiilor trebuie ridicată la un nivel superior pentru a asigura eficiența investițiilor făcute în diferitele categorii de instalații. Urmărirea instalațiilor în funcțiune trebuie să constituie o activitate permanentă a proiectanților și executanților.

În legătură cu exploatarea în condiții tehnice și economice optime, au fost scoase în evidență avantajele automatizării și necesitatea de a se stabili, pentru fiecare caz, limita optimă în care să se recurgă la automatizare.

Succesul primei conferințe de instalații a stimulat hotărîrea ca în viitor să se programeze anual cîte o manifestare cu caracter similar.

Ing. E. Tamler, ing. A. Petrescu
ing. Gh. Chiriță (CSCAS).

Schimb de experiență în problema șarpantelor cu consum redus de cherestea de rășinoase

În țara noastră se desfășoară în ultimii ani o amplă acțiune de reducere a consumului de material lemnos în general și de cherestea de rășinoase în special. În acest sens s-a inițiat o serie de acțiuni pentru reducerea consumului de cherestea de rășinoase la acoperișurile clădirilor de locuit, unde se consuma mult lemn ecarisat și rotund.

Una din căile cele mai importante de reducere totală a consumului de cherestea la acoperișurile clădirilor de locuit a reprezentat-o introducerea și generalizarea acoperișurilor terasă.

Acoperișurile terasă au căpătat o largă răspîndire în ultimul timp, fiind date ca soluții principale în proiectele tip și directive de locuințe și de clădiri social-culturale.

Totuși pe lîngă avantajele lor, în special sub aspectul reducerii consumului de material lemnos, terasele prezintă și o serie de neajunsuri care s-au manifestat în ultimul timp și între care se pot menționa : necesitatea unei execuții foarte îngrijite, fără de care apar deficiențe mari în exploatare, dificultatea detectării și eliminării defectelor, necesitatea întreținerii periodice la intervale relativ scurte, uniformizarea aspectului arhitectonic al clădirilor și sporirea sarcinilor asupra planșeului ultimului nivel.

În ultimul timp, în paralel cu perfecționarea continuă a acoperișurilor terasă, s-a inițiat și o serie de acțiuni de studiere a unor noi tipuri de șarpante cu consum redus de cherestea de rășinoase și cu utilizarea semifabricatelor superioare de lemn.

Astfel sub îndrumarea C.S.C.A.S. și cu concursul I.N.C.E.F., Institutul de proiectare a construcțiilor tip (I.P.C.T.) a elaborat o serie de studii și proiecte de șarpante cu căpriori cu secțiune compusă, cu tălpi din cherestea de foioase și inima din PFL. S-au elaborat atît proiecte de șarpante autoportante, cu descărcare prin împingere în centurile ultimului planșeu, cît și proiecte de șarpante pe scaune. Prototipurile căpriorilor cît și fragmente de șarpantă au fost încercate de I.N.C.E.F.

În cursul anului 1966, I.P.C.T. a elaborat proiecte experimentale pentru șarpantele unor clădiri la Sinaia și Merișani.

Șarpanta experimentală de la Sinaia *) a format obiectul unui schimb de experiență care a avut loc la data de 10 august 1967. Au participat 28 de delegați de la institute de proiectări din țară și capitală (D.S.A.P.C. Argeș, Ploiești , Brașov, Constanța, I.P.C.T., I.P.B.), de la întreprinderi de execuție (T.R.C. Ploiești, Argeș, București, D. G. C. M. — — S.P.O.B.), institute de cercetări (I.N.C.E.F.) și organe centrale și regionale (C.S.C.A.S., Sfatul Popular Regional Ploiești).

La schimbul de experiență s-au prezentat două referate, s-a vizitat șantierul și s-au purtat discuții în jurul problemelor ridicate, făcîndu-se o serie de propuneri în vederea generalizării soluțiilor expuse.

Primul referat elaborat în comun de I.P.C.T. și I.N.C.E.F. și prezentat de ing. C. Năstășel a înfățișat caracteristicile soluției de șarpantă la clădirea experimentală din cadrul ansamblului de 480 apartamente de la Sinaia. S-a arătat că șarpanta experimentală este alcătuită din scaune (popi, contrafișe), pane din lemn de foioase și căpriori de secțiune cheson (cutie închisă) cu tălpile din cherestea de fag și inimile din plăci fibro-lemnoase de 5 mm grosime (la execuție s-a folosit PFL de 6 mm). În interiorul secțiunii cheson s-au prevăzut nervuri de rigidizare din cherestea de fag, așezate la intervale de 50—60 cm.

Asamblarea părților componente ale căpriorilor se face prin încleiere cu clei fenolrezorcinformaldehidic, conform tehnologiei I.N.C.E.F. Pentru presarea îmbinărilor încheiate s-au prevăzut cuie de solidarizare.

Încercările efectuate pe un fragment de șarpantă cu căpriori de secțiune cheson au arătat că s-a realizat un coeficient de siguranță de 4,1.

Din punct de vedere economic, șarpantele cu căpriori de PFL, deși mai scumpe decît șarpantele clasice, sînt mai ieftine decît terasele cu termoizolație din beton celular autoclavizat care constituie etalonul de acoperiș la stabilirea prețului plafon al locuințelor.

În ceea ce privește consumul de material lemnos, cu procentul de pierderi indicat pentru prima producție experimentală, acesta este aproximativ egal ca la căpriorii din rășinoase pentru șarpanta clasică (0,014 m^3/m^2), fiind însă susceptibil de a fi redus cu cca 25% și chiar mai mult.

Totuși se menționează că se consumă numai lemn de fag de dimensiuni mici, fără cerințe calitative deosebite, eliminînd complet consumul de lemn de rășinoase de dimensiuni și calități solicitate la export.

În încheiere, în referat s-a arătat că prin utilizarea soluțiilor prezentate la circa 20% din clădiri se vor putea economisi în 5 ani circa 10 000 m^3 de cherestea de rășinoase.

În referatul prezentat de întreprinderea executantă, s-au expus particularitățile execuției șarpantei experimentale cu căpriori de PFL. S-a arătat că realizarea șarpantei experimentale nu a prezentat dificultăți deosebite, ea putînd fi executată de muncitori cu calificarea prevăzută la șarpantele obișnuite. Executantul a formulat dezideratul ca în afară de căpriorii cu PFL, livrați de I F Cîmpina, să se livreze din fabrică, tăiate la mașină, și celelalte elemente componente ale șarpantei (popi, pane, contrafișe etc.).

După vizitarea șantierului au urmat discuții conduse de ing. M. Weintraub din C.S.C.A.S., în cadrul cărora a fost abordată o serie de probleme legate de confecționarea și utilizarea elementelor de șarpantă cu PFL. În cadrul acestor discuții, s-a arătat, între altele, importanța aplicării întocmai a tehnologiei de fabricare a elementelor cu PFL, în special sub aspectul umezirii prealabile a PFL-ului. Delegatul I.P.B. a formulat dezideratul trecerii la proiectare de șarpante cu căpriori cu PFL la clădiri din panouri mari.

Delegatul D.S.A.P.C. Constanța, ing. Gîrcineanu, a prezentat participanților la schimbul de experiență proiectul unui plafon suspendat cu o suprafață de 1 000 m^2 realizat la Mamaia, la care s-au utilizat grinzi cu tălpi de cherestea și inimi de PFL. Soluția adoptată a permis obținerea unui plafon ușor a cărui execuție s-a realizat direct pe șantier într-un timp foarte scurt. Prof. ing. Ghelmeziu de la INCEF a subliniat necesitatea promovării noilor soluţii arătînd că în viitor vor exista capacităţi de producţie importante pentru realizarea pe cale industrială a elementelor prefabricate pentru şarpante.

---

*) Proiect IPCT nr. 1332/I – Colectiv elaborator : ing. C. Năstășel – șef proiect, ing. G. Calmanovici, arh. P. Georgescu

Ing. G. Calmanovici

CICLUL DE STUDII privind „Concepţia, fabricarea şi utilizarea elementelor de construcţie produse industrial"

Paris 24.IV. — 4.V.1967

Acest ciclu de studii este al doilea (primul a avut loc la Praga în 1964), organizat de Subcomitetul pentru industrializarea construcţiilor din Comitetul de locuinţe, construcţii şi sistematizare C.E.E. — O.N.U. şi a avut ca scop schimbul de păreri cu privire la concepţia, producţia şi utilizarea în viitor a elementelor de construcţie fabricate industrial, urmărindu-se stabilirea unor concluzii asupra acţiunilor şi măsurilor ce pot fi recomandate în acest domeniu ţărilor interesate.

La lucrările acestui ciclu de studii au participat 121 delegaţi din partea a 25 ţări şi 19 organizaţii internaţionale, precum şi 22 experţi francezi.

În cadrul ciclului de studii s-au dezbătut următoarele patru teme, pentru care au fost elaborate expuneri introductive.

I. PRINCIPII GENERALE PRIVIND ELEMENTELE DE CONSTRUCŢIE FABRICATE INDUSTRIAL

Expunerea introductivă elaborată de R. Walters — Anglia a tratat o serie de principii generale propuse a fi adoptate ca bază pentru dezvoltarea în viitor a industrializării construcţiilor, în scopul asigurării unei orientări pe plan internaţional în ceea ce priveşte crearea, producţia şi utilizarea elementelor de construcţie fabricate pe cale industrială.

Dintre principiile enunţate în această expunere, prezintă importanţă deosebită următoarele :

— În construcţia de locuinţe se recomandă combinarea metodei ,,modelelor" (tipizarea întregii clădiri) şi a metodei ,,elementelor" (tipizarea elementelor de construcţie destinate a fi folosite la un singur tip de clădire sau la mai multe tipuri de clădiri). Pentru celelalte categorii de construcţie, metoda ,,elementelor" reprezintă soluţia de viitor.

— Pentru categoriile de construcţii care nu sînt destinate locuinţelor, metoda ,,elementelor" poate fi aplicată în mai multe etape, ceea ce va conduce la fabricarea industrială a elementelor interşanjabile, folosite la un număr cît mai mare posibil de categorii de construcţii.

II. CONCEPŢIA ŞI STUDIUL ELEMENTELOR DE CONSTRUCŢIE FABRICATE INDUSTRIAL

Expunerea introductivă, elaborată de G. Sebestyen — R. P. U., s-a referit la rolul şi importanţa pe care o au în concepţia şi studiul elementelor de construcţie fabricate industrial coordonarea dimensională, dimensiunile şi greutatea elementelor, materialele utilizate, asamblarea, tehnica producţiei, aspectul estetic.

Pentru a se putea realiza progrese în aceste domenii, se recomandă dezvoltarea studiilor şi cercetărilor necesare de către fiecare ţară, astfel încît să se găsească un sistem apropiat de încercare a materialelor şi elementelor de structură, facilitîndu-se schimbul şi difuzarea cunoştinţelor între ţări.

Pentru a se uşura comerţul internaţional cu elemente de construcţie şi maşini pentru fabricarea elementelor de construcţie, se recomandă a se face tot posibilul ca normele naţionale să fie armonizate, aşa cum se prevede în acordurile internaţionale.

III. PRODUCŢIA ŞI MONTAJUL ELEMENTELOR DE CONSTRUCŢIE FABRICATE INDUSTRIAL

Expunerea introductivă, elaborată de P. Bredsdorff — Danemarca, a tratat probleme legate de aplicarea metodelor de programare şi a altor metode perfecţionate, pentru a ajunge la hotărîri optime în ceea ce priveşte investiţiile din industria elementelor de construcţie : aplicarea cercetării operaţionale în controlul producţiei şi stocurilor, în determinarea lungimilor de serii optimale pentru diverse elemente ; influenţa automatizării asupra concepţiei şi producţiei de elemente de construcţie.

În ceea ce priveşte aspectele tehnice ale montajului, au fost tratate aspectele în legătură cu organizarea operaţiilor de montaj prin metoda grafurilor, prin metoda în flux continuu, acţiunea reciprocă pe plan economic a producţiei elementelor şi operaţiilor de montaj.

IV. UTILIZAREA ELEMENTELOR DE CONSTRUCŢIE FABRICATE INDUSTRIAL

Expunerea introductivă, elaborată de V. Cervenka — R.S.C., s-a referit la aspectele economice ale construcţiei de clădiri din elemente prefabricate, problemele care se pun în legătură cu alegerea elementelor de construcţie, unificarea cerinţelor funcţionale, dimensiunile şi gradul de finisare a elementelor, necesitatea asigurării interşanjabilităţii elementelor de construcţie, mijloacele şi metodele industriale de construcţie.

Discuţiile purtate asupra expunerilor introductive s-au axat în special pe principiile care ar trebui avute în vedere la dezvoltarea elementelor de construcţie fabricate industrial, din punct de vedere al concepţiei, producţiei şi folosirii acestor elemente.

În urma discuţiilor desfăşurate şi a diferitelor păreri expuse în cursul dezbaterilor, a fost adoptată o serie de concluzii şi recomandări, dintre care mai importante sînt următoarele :

1. Se consideră indispensabilă industrializarea producţiei de construcţii pentru a putea face faţă cerinţelor crescînde de lucrări de construcţii de toate categoriile, fără ca necesarul de mînă de lucru să crească în aceeaşi proporţie. Obiectivul final al industrializării trebuie să fie îmbunătăţirea calităţii şi reducerea costului.

2. O metodă eficace pentru abordarea problemei dezvoltării folosirii elementelor de construcţie fabricate industrial constă în stabilirea unei diferenţieri între diferitele tipuri de elemente, după funcţie, durată, valoarea estetică, uşurinţa de întreţinere şi de înlocuire. Concepţia elementelor de lungă durată trebuie să fie fundată nu numai pe studiul exigenţelor funcţionale actuale ci şi pe cercetări prospective aprofundate şi pe consideraţii economice relative la durata totală a elementului considerat. Elementele de durată scurtă, care se pot demoda sau vor fi depăşite într-un viitor previzibil, ar trebui să fie concepute în funcţie de cererea actuală, iar alegerea materialelor să fie făcută ţinînd seamă de durata reală a utilizării prevăzute pentru fiecare element.

3. Cu privire la monotonia ce ar putea să rezulte din normalizarea construcţiilor sau elementelor de construcţie, se subliniază că această monotonie se manifestă şi în construcţiile tradiţionale. Producţia a fost uneori puţin variată, puţin economică şi de calitate discutabilă, din cauza unei lipse a normalizării fundamentate pe un studiu aprofundat al proiectelor tip.

4. Se recomandă ca guvernele să ia măsuri pentru încurajarea şi favorizarea evoluţiei tehnicii construcţiilor către o combinare rezonabilă a metodei modelelor şi a metodei elementelor ; ar trebui făcute eforturi pentru dezvoltarea folosirii elementelor de construcţie prefabricate industrial, armonizînd sau unificînd pe plan naţional caietele de sarcini şi normele relative la construcţii.

5. Se apreciază că dezvoltarea producţiei de construcţii va profita în urma creşterii comerţului internaţional cu materiale, elemente, maşini de fabricaţie şi a schimbului de documentaţii tehnice şi de procedee tehnologice. Se subliniază importanţa intensificării cooperării în cadrul organizaţiilor internaţionale, în ceea ce priveşte armonizarea caietelor de sarcini naţionale şi a normelor care uşurează schimburile internaţionale, elaborarea de convenţii internaţionale comune pentru reglementarea coordonării dimensionale, lărgirea cooperării în domeniul agrementelor de materiale, elemente şi sisteme noi de construcţii.

6. Ar fi utilă efectuarea unui studiu asupra criteriilor utilizate în diverse ţări pentru elaborarea regulilor şi reglementărilor de construcţii, precum şi asupra metodelor folosite pentru stabilirea regulilor de calitate şi a exigenţelor funcţionale, în scopul adoptării unor convenţii internaţionale cu privire la principiile de bază ce trebuie aplicate pentru elaborarea regulilor de calitate.

7. Ar trebui încurajat contactul dintre ţări şi colaborarea multilaterală între institutele de cercetări. Colaborarea ar putea să se dezvolte între institutele din diverse ţări pentru studierea anumitor elemente sau familii de elemente.

Din concluziile şi recomandările făcute se desprinde necesitatea dezvoltării industrializării construcţiilor de către fiecare ţară, corespunzător condiţiilor specifice, şi intensificării colaborării internaţionale pentru adaptarea unor soluţii care să faciliteze comerţul internaţional.

În lumina celor de mai sus, menţionez cîteva probleme care consider că ar trebui să le avem în vedere în desfăşurarea activităţii noastre :

1. În condiţiile ţării noastre, metoda modelelor este indicată a fi aplicată la clădirile de locuit tipizate, avînd un număr redus de niveluri, care se execută din panouri mari prefabricate. Pentru acest sistem constructiv va trebui asigurată o gamă largă de proiecte tip, în scopul obţinerii unor variante de plan şi de faţade care să ţină seamă de necesităţile de viitor.

Metoda elementelor este indicată pentru clădirile de locuit care se construiesc cu alte sisteme constructive, folosind elementele prefabricate de mare serie (elemente de planşeu, pereţi despărţitori etc.), precum şi într-o mare măsură pentru clădirile social-culturale, construcţiile industriale, agrozootehnice şi inginereşti.

În vederea dezvoltării utilizării elementelor prefabricate, la aceste categorii de construcţii, ar trebui efectuată o coordonare modulară prealabilă a parametrilor geometrici, pe baza unei grupări pe anumite categorii de construcţii asemănătoare, asigurîndu-se astfel interşanjabilitatea elementelor prefabricate.

2. Introducerea şi utilizarea pe scară mare a industrializării construcţiilor, în scopul creşterii productivităţii muncii, reducerii preţului de cost şi a duratei de execuţie, se face pe baza unui proces complex, care cuprinde următoarele faze principale :

— studii şi cercetări experimentale de laborator ;

— producţie experimentală pe linii tehnologice pentru sortimente noi de materiale şi elemente de construcţie prefabricate şi pe şantiere experimentale pentru noile procedee şi metode de execuţie, noile stucturi şi sisteme constructive moderne, pentru noile tipuri de utilaje şi instalaţii ;

— introducere pe scară mare a noilor procedee, materiale, sisteme constructive etc., pe baza proiectelor tip şi a prescripţiilor tehnice.

Ar trebui să ne concentrăm eforturile pentru dezvoltarea metodelor industriale care corespund intereselor şi condiţiilor specifice din ţara noastră.

Un interes deosebit îl prezintă comerţul internaţional de materiale, elemente de construcţii şi maşini de producţie. O atenţie specială s-ar putea acorda dezvoltării cooperării internaţionale în ceea ce priveşte construcţiile industriale, agrozootehnice şi inginereşti, ţinînd seamă că aceste categorii de construcţii sînt mai puţin legate de caracterul naţional.

În acest sens ar fi posibilă dezvoltarea colaborării în ceea ce priveşte proiectele tip pentru elemente prefabricate, proiectele de linii tehnologice pentru execuţia elementelor prefabricate, comerţul cu maşini şi cu elemente prefabricate care au o tehnică aparte.

3. Aplicarea metodelor perfecţionate în producţie şi montajul elementelor de construcţie prefabricate industrial prezintă o importanţă deosebită. Dezvoltarea noilor metode de cercetare operaţională, automatizarea producţiei anumitor elemente de construcţii, organizarea operaţiilor de montaj prin metoda grafurilor etc., comportă însă eforturi suplimentare pentru dotarea producţiei cu mijloace perfecţionate corespunzătoare şi formarea cadrelor de specialitate în aceste domenii, eforturi pe care va trebui să le facem. Un aport important în acest sens l-ar avea dezvoltarea informării tehnice cu privire la aplicarea acestor metode şi a rezultatelor obţinute.

4. Utilizarea eficientă a elementelor prefabricate ar trebui să constituie o preocupare permanentă a principalilor factori care contribuie la realizarea construcţiilor — cercetare, proiectare, execuţie — asigurîndu-se o coordonare eficace pe linie de stat. Asigurarea exigenţelor funcţionale şi constructive, în condiţii de realizare economică în industrie, creşterea productivităţii muncii şi reducerea duratei de execuţie, sînt cele mai importante directive ce trebuie avute în vedere la utilizarea elementelor prefabricate în scopul de a creşte continuu eficienţa investiţiilor din sectorul de construcţii-montaj.

Ing. A. Rădulescu

RECENZII

Charles Brayn Wilby

ELASTIC STABILITY OF POST-TENSIONED PRESTRESSED CONCRETE MEMBERS

(Stabilitatea elastică a elementelor din beton precomprimat cu armătură postîntinsă)

Londra, Edward Arnold—Publishers
Ltd. 1964, 46 pag., 14 fig.

Problemei stabilităţii elastice a elementelor din beton precomprimat cu armătură interioară postîntinsă i s-a acordat, pînă de curînd, o atenţie relativ redusă, atît din punct de vedere teoretic cît şi experimental, fapt ce reiese atît din literatura de specialitate, cît şi din modul de realizare practică a elementelor de construcţie la care se punea această problemă (tiranţii învelitorilor subţiri, arcelor, cadrelor plane sau spaţiale etc.).

În anul 1944, regretatul prof. G.Magnel se ocupă de această problemă [1]), considerînd că pierderea stabilităţii trebuie considerată, admiţînd un punct de contact între cablu şi canal la jumătatea lungimii.

Prof. Keelhoff şi Paduart ajung la aceleaşi rezultate, independent [2]) de studiile prof. G. Magnel.

Billig [3]), ocupîndu-se de această problemă, propune proiectarea acestor elemente ca fiind supuse la compresiune, neluînd în considerare efectul favorabil al contactului dintre cablu şi canal.

Prof. Wilby, de la Institutul Tehnologic din Bradford, reia problema şi reuşeşte să-i dea o rezolvare pe cît de corectă pe atît de inginerească.

În lucrare sînt tratate două cazuri, curent întîlnite în practică şi anume :

a. Elemente cu cabluri interioare rectilinii, precomprimate centric.

b.Elemente cu cabluri interioare rectilinii, precomprimate excentric.

La baza metodelor de calcul propuse stau următoarele ipoteze :

1. Bara precomprimată se poate deforma liber pînă în momentul stabilirii contactului între cablu şi canal.

2. După stabilirea contactului, respectiv a echilibrului între eforturile de tensiune din cablu, cele de compresiune din beton şi a reacţiunilor pe zona de contact între cablu şi canal, acest echilibru rămîne neschimbat, ruperea elementului producîndu-se prin cedarea betonului la compresiune.

3.Contactul între cablu şi canal se produce nu într-un singur punct, ci pe o anumită zonă.

4. Cablul fiind cu mult mai flexibil decît elementul din beton, acţiunea cablului pe zona de contact cu canalul se consideră ca o sarcină uniform distribuită pe această zonă.

5. Pe zona între ancorajul cablului şi punctul de tangenţă cu canalul, în poziţie deformată, cablul este rectiliniu.

Subiectele propuse sînt tratate după cum urmează :

La început o scurtă introducere şi un scurt istoric al modului cum au fost abordate problemele de alţi cercetători.

Capitolul 1 se ocupă de elementele din beton precomprimat cu cablu rectiliniu cu precomprimarea centrică.

Pornind de la ecuaţia diferenţială între deformaţie şi moment încovoietor, după integrare, dezvoltări în serie şi determinarea constantelor de integrare, se obţin în final formule simple care permit calculul eforturilor unitare maxime şi minime, ţinînd seamă de deformaţia impiedicată.

Capitolul 2, folosind aceeaşi metodologie ca la cap. 1, se ocupă de elemente din beton precomprimat cu cablu rectiliniu cu precomprimare excentrică. Se obţin în final formule simple, permiţînd calculul direct al eforturilor maxime şi minime.

Capitolul 3 se ocupă de rezultatele încercărilor experimentale efectuate de autor în vederea verificării datelor obţinute pe cale teoretică. Se constată o corespondenţă satisfăcătoare.

Capitolul 4 redă ,,in extenso" un exemplu numeric care ilustrează modul cum trebuie conduse calculele în astfel de situaţii.

---

[1]) ,,Le flambage en béton précontraint" Science et Technique No. 10/1944.
,,Le beton précontraint"—Facheyr—1953

[2]) ,,Application de la théorie des vibrations au flembement et au deversement lateral des poutres précontraintes de grande portée — Science et Technique — No. 11 — 12/1945.

[3]) ,,Prestressed Concrete"—1952.

Anexa I conţine grafice ce vin în ajutorul proiectului pentru un calcul mai exact.

În *anexa II* autorul indică modul cum trebuie antamată problema pentru programarea la un calculator analogic, pentru cazul cînd calculele trebuie conduse cu o mare acurateţă, iar unele din ipotezele simplificatoare nu pot fi admise.

Anexa III tratează aceeaşi problemă ca anexa II dar pentru programare la un ordinator digital.

În încheiere se poate afirma că lucrarea abordează un subiect de actualitate, iar modul clar de rezolvare a problemelor tratate o face să prezinte un interes deosebit atît pentru studenţii din institutele de construcţii, cît şi pentru inginerii interesaţi în problemele betonului precomprimat.

De asemenea, cartea profesorului Wilby umple un gol în literatura de specialitate, din domeniul betonului precomprimat.

Ing. Mircea Creţu

DOCUMENTARE

NOUL TURN DE TELECOMUNICAŢII DIN STOCKHOLM

La 12 mai 1967 a fost inaugurat la Stockholm noul turn de telecomunicaţii, care constituie în acelaşi timp un obiectiv turistic de prim ordin. Turnul are o înălţime totală de 155 m, iar de pe platformele restaurantului şi ale celor pentru vizitatori, situate la înălţimea de 120-130 m, se oferă o frumoasă privelişte asupra oraşului, zonelor învecinate şi a arhipelagului.

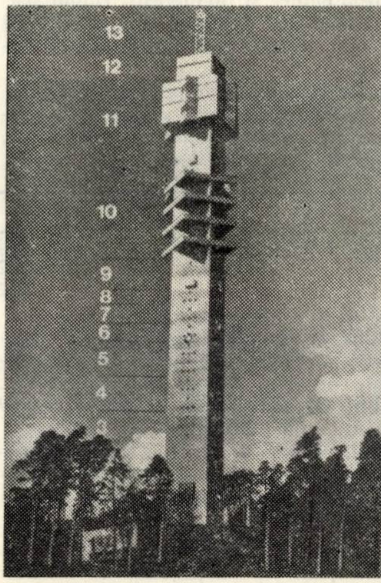
Turnul este situat în zona parcului Djurgärden şi constă dintr-o structură de beton cu secţiunea pătrată, cu latura de 10 m. Structura de beton are înălţimea de 139,2 m, iar la partea ei superioară se găseşte un catarg de oţel care ajunge pînă la înălţimea de 155 m. Turnul este ancorat în stîncă prin intermediul a 72 de bare din oţel pretensionat, fixate în puţuri de 8 m adîncime.

În jurul bazei turnului se găseşte o clădire cu trei niveluri, de formă pătrată, cu latura de 42 m, aşezată pe diagonală în raport cu turnul.

La înălţimea de 85 m încep să iasă în consolă patru balcoane pătrate pentru antene de legături radiofonice, situate în diagonală în raport cu turnul, iar între 118,9 şi 129,4 m sînt amplasate trei terase pentru vizitatori. Poziţia corpului de jos al clădirii şi a teraselor în raport cu turnul propriu-zis dă un efect estetic remarcabil, datorită jocului de umbre şi lumini. Acest efect este sporit de ferestrele de culoare aurie destinate izolării termice a platformelor pentru turişti, care permit o vedere bună înspre afară, iar privite din exterior strălucesc în culori de aur şi cupru.

Structura este realizată din beton aparent, care însă a primit diferite tratamente pe înălţime.

În holul de intrare, pe doi pereţi, se desfăşoară un basorelief din cupru, nichel şi email, realizat de sculptorul W. Bengstson şi care simbolizează comunicaţiile între oameni.



Două ascensoare, cu o capacitate de 12 persoane fiecare, duc vizitatorii la terasele superioare în 30 secunde, cu o viteză de 5 m/s, fiind unele din cele mai rapide din Europa. Coborînd din ascensor, vizitatorul poate urca pe o scară spre terasa descoperită, sau poate coborî spre restaurantul "Balloptikon", care poate primi 200 de persoane la mese situate toate lîngă ferestre.

Noul turn are o serie de elemente tehnice interesante. În calcul s-a considerat o viteză a vîntului de 50 m/s, deşi la Stockholm vînturile nu trec în general de 20 m/s. Turnul a fost turnat în cofraje ridicătoare cu o viteză de 4 m în 24 ore. Grosimea pereţilor variază între 52,5 cm la bază şi 25 cm la vîrf. 18 din cele 34 de etaje sînt destinate transmisiunilor de radio, TV şi telefon.

Turnul este bine pregătit pentru a face faţă întreruperilor de alimentare cu energie electrică; sînt prevăzute două transformatoare, fiecare dintre ele putînd acoperi singur toate necesităţile turnului. În caz de defectare totală, un grup electrogen de urgenţă intră în acţiune în timp de 25 de secunde, iar în acest interval, un grup de acumulatori alimentează cu curent electric sectoarele vitale. Pentru protecţie împotriva trăsnetului au fost luate măsuri de protecţie speciale, conectîndu-se toate piesele metalice la conductori legaţi de paratrăsnet.

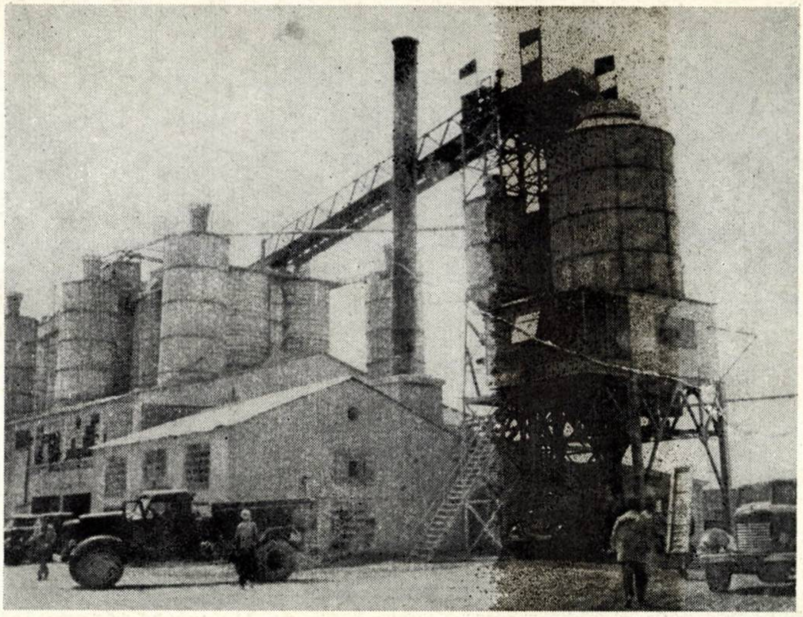
(După "Cemento-Hormigon", nr.399/1967)

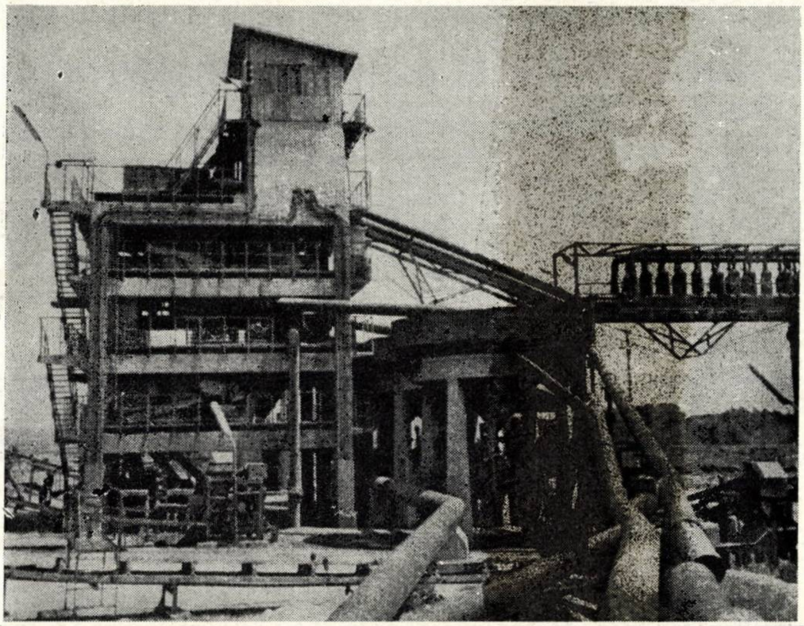
- Seamless tubes, hot-rolled and cold-drawn, up to 6 in. O.D., for the Oil industry (Casings, drill-pipes, tubing, line-pipes)
- Hot-rolled or reduced round (or shaped) pipes, in the range of 48 to 152 mm O. D., for mechanical engineering applications
- Cold-drawn, precision or high precision round (or shaped) pipes, in the range of 5 to 57 mm O. D., for mechanical engineering applications
- Tubular products for geological prospecting
- Water, steam and gas pipes, in the range of 1 4 to 5 in. O.D., threaded and with coupling, or plain and without protective coating (non-galvanized)
- Boiler tubes
- Colliery drift reinforcement pipes
- Diesel-engine pipes
- Drilling-derrick pipes

256, Blvd. Muncii
Raionul 23 August
BUCHAREST
●
ROMANIA

REPUBLICA
Pipe Mill

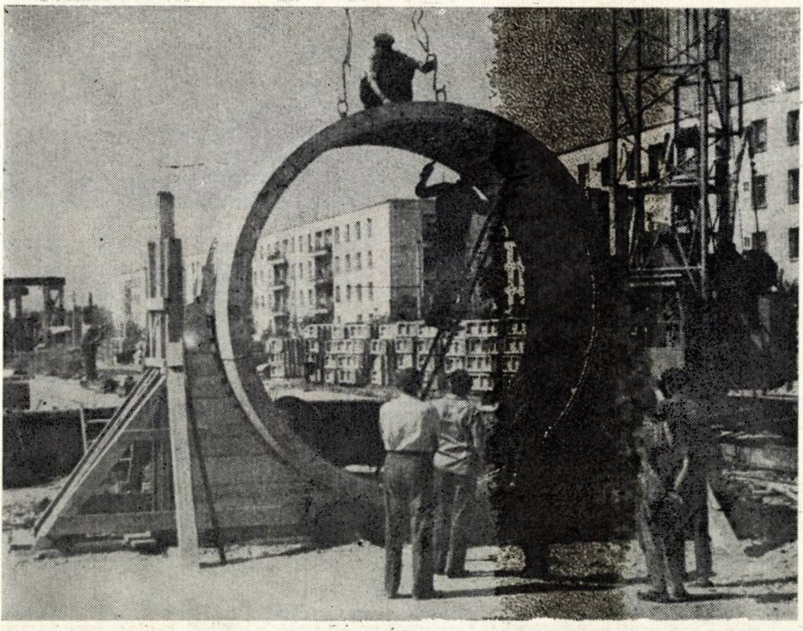
Întreprinderea
de prefabricate
și agregate
pentru
construcții





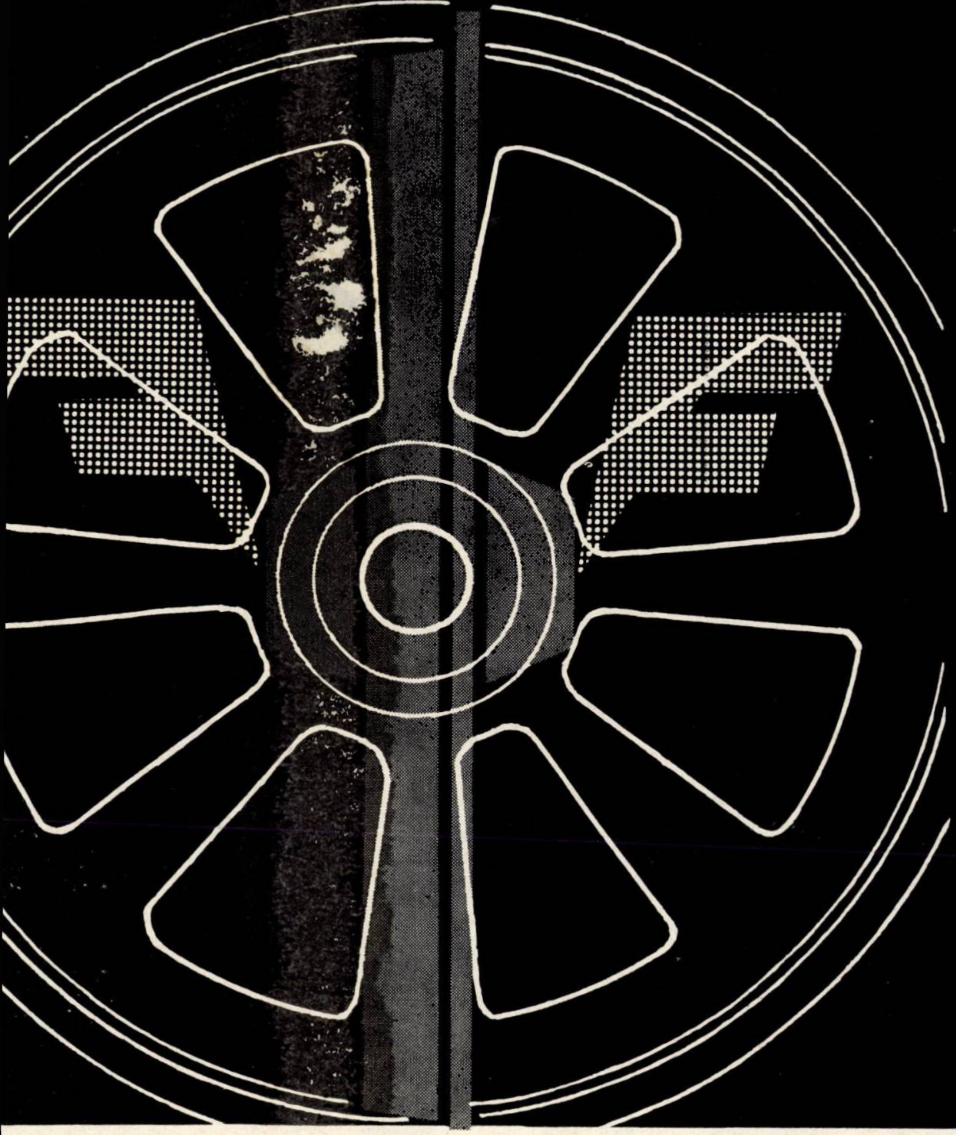
Produce:

Agregate grele — sortate — pentru betoane și mortare.
Prefabricate de beton simplu și armat: bolțari scut mecanic, panouri de fațadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuințe și tip industrial.
Betoane și mortare pentru orașul București.



BUCUREȘTI
Str. Pictor N. Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368

IPCF



Întocmeşte proiecte pentru electrificarea căilor ferate cu ecartament normal, cu curent electric alternativ 25 kV-50 Hz.

Institutul a întocmit proiectele pentru electrificarea liniei Bucureşti-Braşov, în lungime de 166 km, şi are în curs de întocmire proiectele pentru electrificarea liniei Craiova-Filiaşi-Caransebeş-Cîlnic, în lungime de 262 km.

Documentaţiile tehnice pe baza cărora se pot executa astfel de lucrări se bazează pe studii tehnico-economice aprofundate, precum şi pe studii corespunzătoare în teren.

Proiectele cuprind, atît lucrările de linii necesare pentru adaptarea lor la condiţiile impuse de tracţiunea electrică, cît şi instalaţiile fixe de tracţiune electrică feroviară (linie de contact, substaţii de tracţiune, posturi de secţionare, energoalimentarea, instalaţii de protecţie etc.).

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE

BUCUREŞTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 şi 18.26.10

ÎNTREPRINDEREA
„VICTORIA"

BUCUREŞTI, STR. COBĂLCESCU nr. 9
Telefon 13.25.49

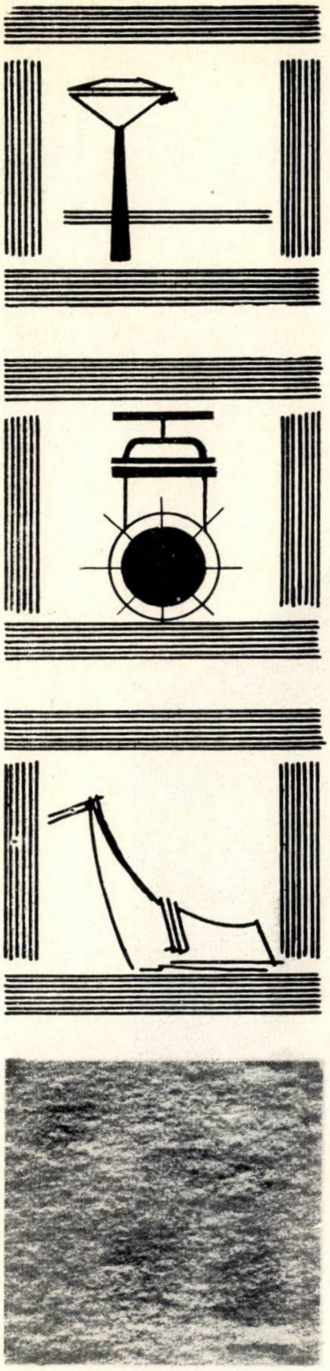
LIVREAZĂ:

APA STOP

Produs sub formă de praf, ce se întrebuințează ca adaos la ciment și are rolul de a impermeabiliza mortarele și betoanele, pentru presiuni de apă nu prea mari.

CLEI RECE

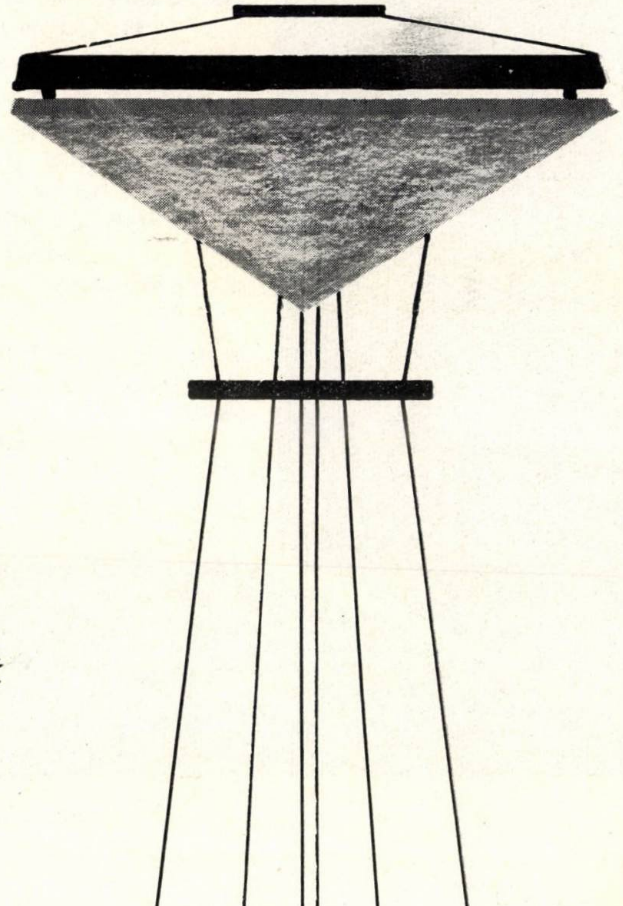
Pe bază de caseină pentru lucrări de tîmplărie, binale și zugrăveli, rezistă și în medii umede.



COMITETUL DE STAT AL APELOR

ipach

INSTITUTUL PENTRU PLANURI DE AMENAJARE
SI CONSTRUCȚII HIDROTEHNICE
STR. DR. RÎUREANU NR.3 TEL. 143630 / 53
BUCUREȘTI

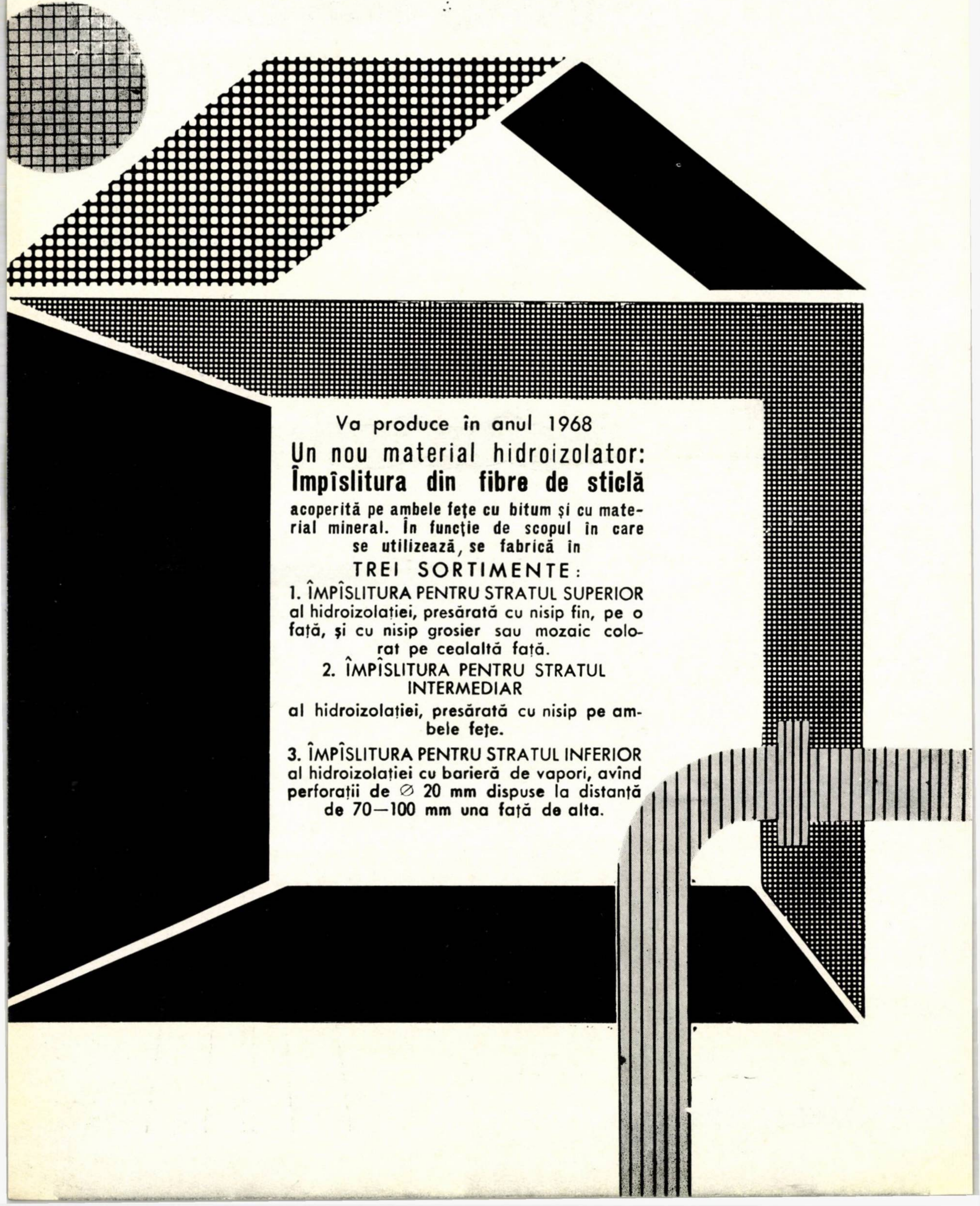


- ■ AMENAJĂRI COMPLEXE
- ■ GOSPODĂRIA APELOR
- ■ BARAJE
- ■ CONSTRUCȚII HIDROTEHNICE
- ■ REGULARIZĂRI DE RÎURI
- ■ ALIMENTĂRI CU APĂ
- ■ CANALIZĂRI

M. I. C.

ÎNTREPRINDEREA DE MATERIALE IZOLATOARE

BERCENI—PLOIEŞTI



Va produce în anul 1968

Un nou material hidroizolator: Împîslitura din fibre de sticlă

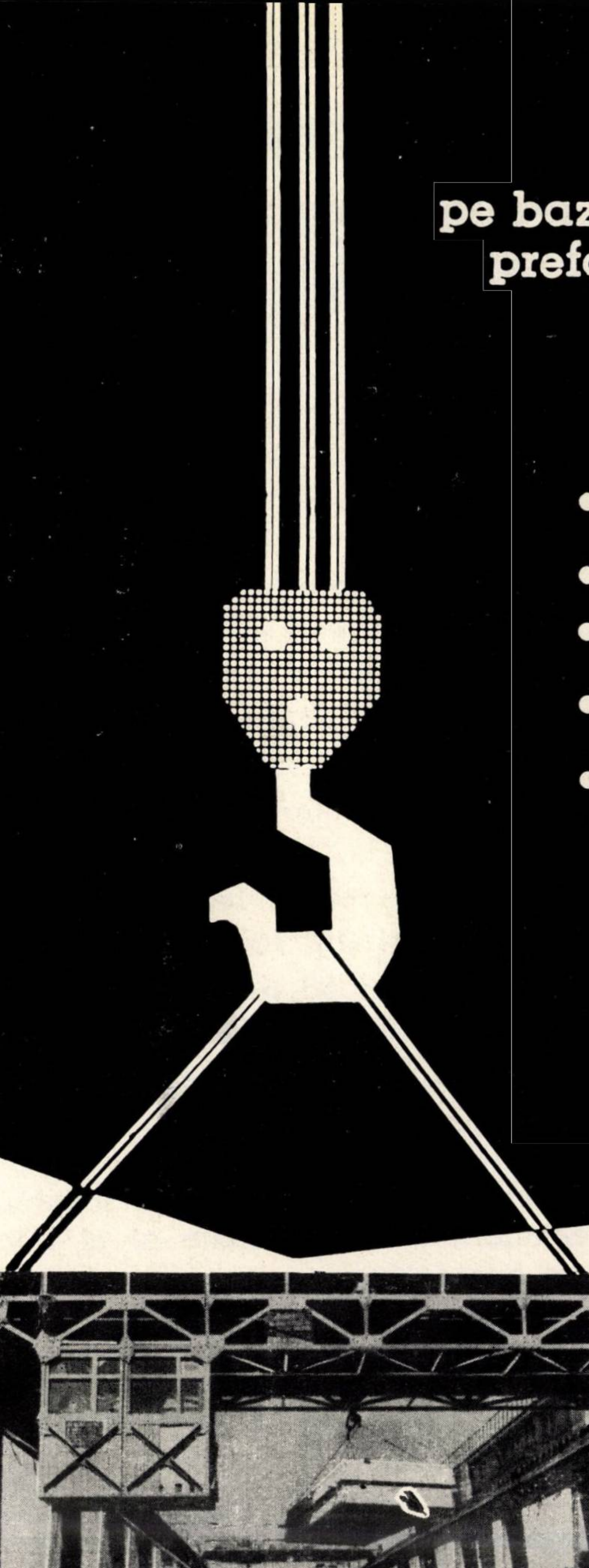
acoperită pe ambele fețe cu bitum și cu material mineral. În funcție de scopul în care se utilizează, se fabrică în

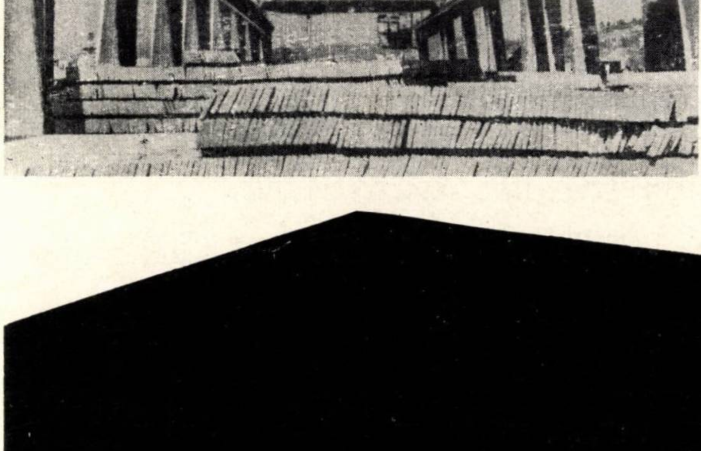
TREI SORTIMENTE:

1. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL SUPERIOR al hidroizolației, presărată cu nisip fin, pe o față, și cu nisip grosier sau mozaic colorat pe cealaltă față.
2. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL INTERMEDIAR al hidroizolației, presărată cu nisip pe ambele fețe.
3. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL INFERIOR al hidroizolației cu barieră de vapori, avînd perforații de ∅ 20 mm dispuse la distanță de 70—100 mm una față de alta.

Produce şi livrează
pe bază de repartiţie următoarele
prefabricate din beton armat:

- Fîşii de planşeu cu goluri
- Boiandrugi
- Elemente de gard
- Pane
- Stîlpi pentru hale industriale





T.R.C.M. – R.M.A.M.

**INTREPRINDEREA
PRODUSE
INDUSTRIALE**

Str. Gheorghe Doja nr. 36
Tîrgu Mureş

ACESTA ESTE LEIPZIG

Doriți să știți cum se va dezvolta ramura dv. industrială într-un an, în zece ani, în o sută de ani? Vizitați Leipzigul, cel mai vechi și totodată unul din cele mai cuprinzătoare și importante tîrguri universale din lume, punct de întîlnire al oamenilor de știință progresiști, al tehnicienilor și comercianților din răsărit și apus.
Leipzig oferă informații concludente cu privire la produsele de primă calitate din 70 de țări și prezintă gradul de dezvoltare în 60 de branșe.
Un comerț pașnic, universal și progres tehnic, — aceasta înseamnă Leipzig, tîrgul internațional din Republica Democrată Germană.

Vizitați orașul Leipzig — centru al conferințelor tehnico-științifice, al colaborării internaționale și al tranzacțiilor comerciale avantajoase.

Informații asupra călătoriei dv. la Leipzig, precum și legitimațiile pentru tîrg, le puteți obține prin Camera de Comerț a Republicii Socialiste România, Bdul N. Bălcescu nr. 22, București.

Tîrgul de la Leipzig
3—12 MARTIE 1968 ARTICOLE TEHNICE
și BUNURI DE CONSUM
1—8 SEPT. 1968 BUNURI DE CONSUM
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

Publicom

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

FABRICA DE CIMENT FIENI

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ

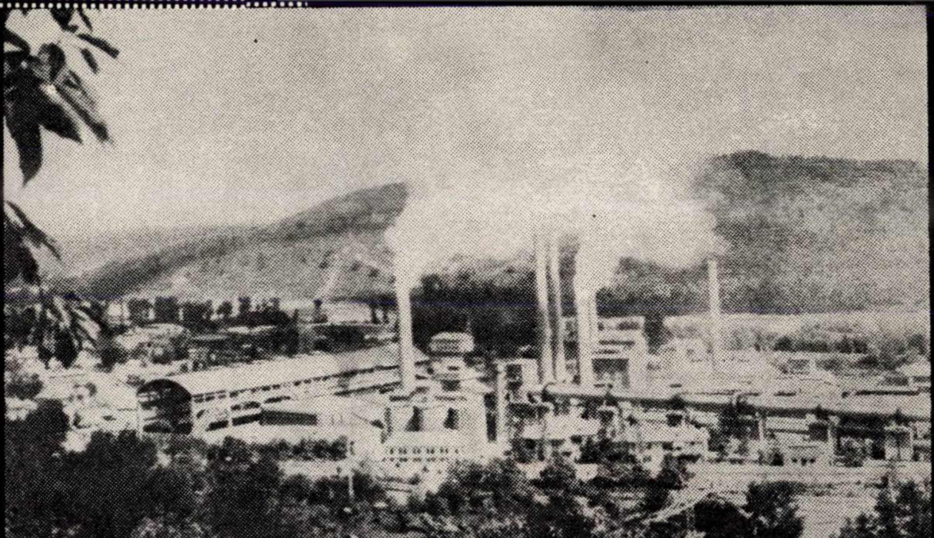
CIMENTURI SPECIALE

CIMENT PENTRU SONDE „S. 60"

Prezintă activitate hidraulică inițială mare și tendință de sedimentare și filtrare minimă. Rezultate foarte bune la cimentarea sondelor pînă la o adîncime de 3 200 m.

CIMENTURI CU ÎNTĂRIRE RAPIDĂ R.I.M. 200 şi R.I.M. 300

Folosirea lor în industria prefabricatelor elimină parțial sau total tratamentul termic aplicat betoanelor. Rezistență la compresiune minimum 200 kgf/cm², respectiv 300 kgf/cm² la o zi după turnare.



FIENI — RAIONUL TÎRGOVIŞTE, REGIUNEA PLOIEŞTI

INDUSTRIALEXPORT

SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ÉTAT
POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

execute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 — Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

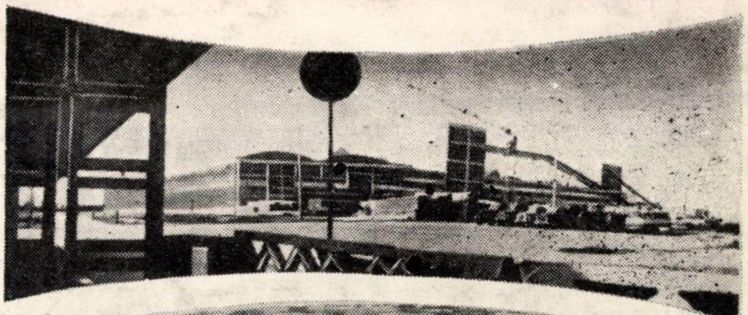
ROMANIAN STATE ENTERPRISE
FOR FOREIGN TRADE

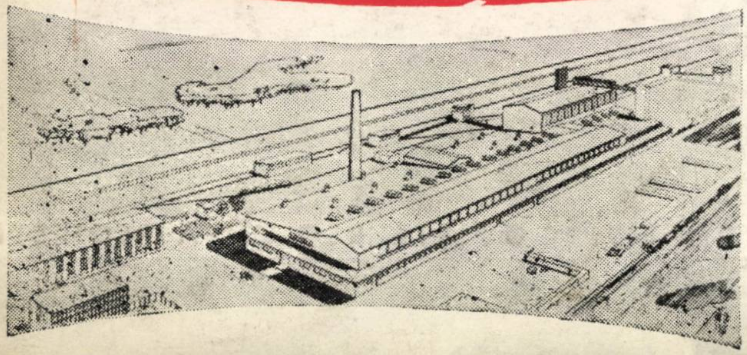
1967 APR 25

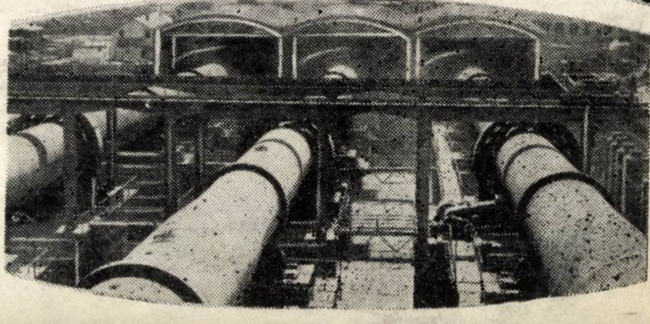
supplies

- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.
- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street Bucharest — ROMANIA Telephone: 116 — Telex: 214; Cables : INDEXPORT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA







1968 2

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

INCERC

Baza de ateliere pentru deservirea cercetărilor

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ PE BAZĂ DE COMENZI

UTILAJ pentru PRECOMPRIMAREA BETONULUI

INSTALAȚII DE PRETENSIONARE

PRESĂ DE PRETENSIONAT 120 tf COMPLETĂ ■ PRESĂ DE AUTODECLAVETARE 60 tf ■ ELECTROPOMPĂ ■ POMPĂ DE INJECTAT MORTAR ■ AGITATOR VERTICAL CU VAS ■ CĂRUCIOR PENTRU RIDICAT ŞI TRANSPORTAT PRESA

INSTALAȚII PENTRU STANDURI

PRESĂ DE PRETENSIONAT PENTRU STANDURI 120 tf ■ DISPOZITIV DE TRAGERE ■ PAHAR PENTRU PRESĂ 120 tf ■ CĂRUCIOR CU PLATFORMĂ RIDICABILĂ ■ BLOC COMUN DE TRAGERE ■ ELECTROPOMPĂ

Pentru informații suplimentare şi comenzi a se adresa

Bucureşti, şos. Pantelimon nr. 266
Telefon: 35.21.00 interior 136

E 1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

REVISTA CONSTRUCŢIILOR ŞI A MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCŢII, ARHITECTURĂ ŞI SISTEMATIZARE

2

1968

VOLUMUL 20, Nr. 2

FEBRUARIE 1968

COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghiţescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medveţchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

E. PRAGER :

Perspective noi în execuția centralelor termoelectrice 57

E. LERNER :

Asupra calculului diafragmelor la acțiuni seismice 61

D. VASILIU :

Contribuții la determinarea lucrabilității betonului 72

I. POPA :

Distanțieri pentru armături de beton 77

STUDII ȘI CERCETĂRI

I. BRÎNZAN :

Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un șir de goluri rectangulare 87

C. D. C. COSTESCU și ANA CERNESCU : Finisarea pardoselilor din lemn cu lacuri pe bază de polimeri 92

C. DIMITRESCU :

Studiu asupra capacității de producție a separatoarelor pneumatice cu împrăștiere . . . 95

I. FĂCĂOARU și GH. STAMATE :

Asupra legăturii dintre modulii de elasticitate static și dinamic ai betonului 100

CRONICĂ

RECENZII

43 305

Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții, organ al Comitetului de Stat pentru Construcții, Arhitectură și Sistematizare — Redacția, administrația și casieria : București, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacția 13.98.80 ; Administrația 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacției. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcția Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacția publicațiilor „Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții“ și „Arhitectura“ – Prețul unui exemplar lei 8

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul : Întreprinderea Poligrafică „Informația" — București. c. 6273.

SUMMARY

E. PRAGER : New prospects in thermoelectric power stations building

The author advocates a limited industrialization of main structures since – he – argues power stations are impossible to typify and, moreover, the use of prefabricated elements is not economical.

As a consequence, having also shown that the use of self rising casings in structure concreting is neither technically nor economically satisfactory enough, the author suggests the use of the reinforced concrete in stepping casings and, furthermore, the extension of the use of laminated structures, incorporated in the concrete for the main pillars, and also the use of intermediate metallic floors.

E. LERNER : Design of diaphragms submitted to seismic loads

Taking as a starting point the fact that in the recent years a number of works were published on the estimation of diaphragms submitted to the action of horizontal forces, works generally based on the assumptions suggested by M. Albigès and J. Goulet, the author undertakes the task to set up, by employing the same simplifying assumptions, a number of tables and abaci for the calculation of diaphragms in buildings with up to five levels. The load system taken into consideration in calculations is a system of forces concentrated at each floor, the triangles being varied from the base to the top.

D. VASILIU : Contribution to the determination of concrete workability

It is shown that concrete workability may be defined and measured by capacity determinations. This procedure is, however, extremely cumbersome and so the author studies the analogy existing between concrete workability and the time (t) necessary for a cylindrical rod (the penetrometer) to penetrate the concrete, with an end to determine, by a simpler procedure, the quantity looked for. It may be considered that the penetration time (t) gives the measure of concrete workability.

The procedure is simple and fast, the results obtained being reproductible. By applying this procedure, the w/c ratio for which the workability is at its maximum value may be established through one single determination.

I. POPA : Spacers for concrete reinforcements

I. BRÎNZAN : Methods for calculating concrete diaphragms having a row of rectangular voids

C. D. C. COSTESCU, ANA CERNESCU : Wood floorf inishing through polymer-based varnishes

To simplify parquet maintenance and cleaning, a variety of polymer-based varnishes have found favor in the recent years.

Research work carried out by the Institute for Building and Building Economy was aimed at establishing the dimensional changes occurring in parquets of various types as a function of the atmospheric humidity and of the resistance and elongation stability of the three types of varnishes available in Romania.

Conclusions reached show that the varnishes applied conferred to parquet floors a pleasant aspect, and in the meantime greatly eased their maintenance and cleaning.

C. DIMITRESCU : Studies on the production capacity of diffusion pneumatic separators

Some simplifying considerations lead to the following equations :

$$q = \frac{K}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3} \text{ and } F = \frac{K'}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3},$$

giving the variation of the specific production q and of production capacity F for a diffusion pneumatic separator as a function of the fines' specific area.

Parameters k, K and K' were determined and the valability of the equation was verified for two types of separators, on the ground of data published by H. Jäger in the Zement, Kalk, Gips Review, No. 11/1962, and by R. Bucchi and E. Pescali, in No. 11/1965 of the same review.

I. FĂCĂOARU, G. STAMATE : On the relation existing between the concrete static and dynamic moduli of elasticity.

The contemporary development of science and technics increased on one hand the need of knowing the concrete static or dynamic modulus of elasticity, while on the other the means necessary for determining their value, and in particular that of the dymanic modulus, through the development of methods for concrete nondestructive testing.

As a consequence, the importance of establishing a relation between the concrete static and dynamic moduli of elasticity and of stating the limits for the valability of such a relation is much increased.

The authors are generally concerned with the secant moduli of elasticity most frequently used in the design practice of reinforced concrete elements.

SOMMAIRE

E. PRAGER : Nouvelles perspectives dans l'exécution des centrales thermoélectriques

L'auteur est partisan de la thèse d'une industrialisation limitée des constructions principales, prenant comme appui le principe de l'impossibilité de typifier les centrales et celui du manque de rentabilité de l'emploi d'éléments préfabriqués.

Par conséquent, après avoir montré que l'emploi des coffrages glissants au bétonnage des structures n'est suffisamment satisfaisant ni du point de vue technique ni du point de vue économique, il propose l'emploi de béton armé exécuté en coffrages aussi bien que l'extension de l'emploi des structures en laminés — incorporées dans le béton aux piliers principaux — et des planchers intermédiaires métalliques.

E. LERNER : Sur le calcul des diaphragmes soumis aux actions séismiques

Prenant à l'appui le fait que ces dernières années ont vu apparaître plusieurs travaux ayant trait au calcul des diaphragmes soumis à l'action des forces horizontales, travaux généralement basés sur les hypothèses introduites par M. Albigès et J. Goulet, l'auteur se propose comme but de dresser, en recourant aux mêmes hypothèses simplificatrices, un nombre de tableaux et abaques destinés au calcul des diaphragmes employés aux bâtiments à cinq niveaux au maximum. Le système de charge pris dans les calculs est un système de forces concentrées sur chaque plancher, avec variation des triangles depuis la base vers le sommet.

D. VASILIU : Contributions à lă détermination de l'ouvrabilité du béton

Il est montré que l'ouvrabilité du béton peut être définie et mesurée par l'intermédiaire de la capacité. Ce procédé étant pourtant très laborieux, on étudie l'analogie qui existe entre l'ouvrabilité du béton et le temps (t) de pénétration dans le béton d'une tige cylindrique (le pénétromètre), afin de pouvoir déterminer cette grandeur par une voie plus simple. On peut considérer que le temps de pénétration (t) donne la mesure de l'ouvrabilité du béton.

Le procédé est simple et rapide, et les résultats sont reproductibles ; grâce à une seule détermination, il est possible d'établir le rapport e/c pour lequel l'ouvrabilité est maximale.

I. POPA : Pièces d'écartement pour armatures en béton

I. BRÎNZAN : Méthodes appliquées au calcul des diaphragmes en béton armé à une rangée de creux rectangulaires

C. D. C. COSTESCU, ANA CERNESCU : Finissage des planchers en bois au moyen de vernis à base de polymères

Pour simplifier les travaux d'entretien du parquet on a recours dernièrement aux divers vernis basés sur les polymères.

Les recherches entreprises par l'Institut des Recherches et Economie des Constructions avaient comme but d'établir, pour les différents types de parquets, les variations dimensionnelles avec l'humidité atmosphérique, ainsi que la résistance et l'allongement des trois types de vernis pouvant être employés en Roumanie.

Les conclusion des recherches ont montré que les vernis appliqués confèrent aux parquets un aspect agréable, l'entretien restant facile.

C. DUMITRESCU : Etudes sur la capacité de production des séparateurs pneumatiques à dispersion

En partant depuis quelques hypothèses simplificatrices on a trouvé les équations :

$$q = \frac{K}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3} \text{ et}$$

$$F = \frac{K'}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3}$$

qui donnent la variation de la production spécifique q et de la capacité de production F pour un séparateur pneumatique à dispersion, fonction de la surface spécifique des fines.

Les paramètres k, K et K' étaient déterminés avec précision, la valabilité de l'équation étant vérifiée pour deux types de séparateurs, prenant comme appui les données publiées par N. Jäger dans la revue Zement, Kalk, Gips, No. 11/1962, et par R. Bucchi et E. Pescali dans le No. 11 de la mème revue.

I. FĂCĂOARU, G. STAMATE : Sur la liaison entre les modules d'élasticité statique et dynamique du béton

Le développement contemporain de la science et de la technique a multiplié, d'une part les cas ou il est nécessaire de connaître le module d'élasticité statique ou dynamique du béton et d'autre part les moyens servant à déterminer ces grandeurs, et notamment du module dynamique, comme suite du développement des méthodes d'essai nondestructif du béton.

Conséquence logique : l'établissement d'une relation entre le module d'élasticité statique et dynamique du béton et la détermination des frontières à l'intérieur desquelles cette relation reste valable ont acquis une importance accrue.

Les auteurs se rapportent en général aux modules d'élasticité sécants, les plus fréquemment employés dans la pratique du calcul des éléments en béton armé.

INHALT

E. PRAGER : Gegenwärtige Tendenzen im Bau von Wärmekraftwerken

Der Autor verteidigt das Thema einer beschränkten Industrialisierung der Hauptbauten, begründet durch die Unmöglichkeit ein Wärmekraftwerk zu typisieren und gestützt auf die wirtschaftlichen Nachteile der Vorfertigung.

Da die Anwendung von Gleitschalungen bei Betonierung der Tragkonstruktionen weder technisch noch wirtschaftlich befürwortet werden kann, schlägt der Autor vor Stahlbetonkonstruktionen in Schreitschalungen gegossen einzuführen und ausserdem Stahlkonstruktionen aus Walzprofilen hergestellt und in der Betonmasse der Hauptstützen einverleibt sowohl wie metallische Zwischendecken weitgehend anzuwenden.

E. LERNER : Zur Berechnung der Diaphragmen unter dem Angiff von Erdbebenkräften

Da in den letzten Jahren eine Reihe von Abhandlungen erchienen sind in Zusammenhang mit der Berechnung von Diaphragmen unter dsm Angriff von Erdbebenkräften, im allgemeinen auf die von M. Albigés und I. Goulet eingeführten Annahmen gestützt, stellt sich der Autor die Aufgabe auf Grund eben dieser selben vereinfachenden Annahmen eine Reihe von Tabellen und Diagrammen aufzustellen die der Berechnung der Diaphragmen im Wohnbau dienen sollen. Die in der Berechnung berücksichtigten Lasten bestehen aus zwei konzentrierten Kräften für jede einzelne Decke; die Kräftewerte nehmen gradlinig von der Sohle bis zum oberen Ende ab.

D. VASILIU : Beiträge zur Bestimmung der Verarbeitbarkeit des Betons

Es wird hervorgehoben dass die Verarbeitbarkeit des Betons an Hand der Verdichtung des Betons definiert und gemessen werden kann. Solch ein Verfahren ist aber schwierig und zeitraubend und deshalb wird untersucht die Analogie die zwischen der Verarbeitbarkeit des Betons und der Eindringungsdauer (t) einer zylindrischen Stange (Penetrometer) in eine Betonmase besteht um auf dieser Weise leichter den gewünschten Wert zu bestimmen. Es kann angenommen werden dass die Eindringungsdauer (t) ein Mass der Verarbeitbarkeit des Betons darstellt.

Das Verfahren ist einfach und rasch und die erlangten Ergebnisse wiederholbar. Eine einzige Messung ist genügend um den W/Z Wert zu bestim men der die beste Verarbeitbarkeit gewährleistet.

I. POPA : Abstandhalter für Betonrundstahl

BRÎNZAN I. : Rechenverfahren für Stahlbeton diapfragmen mit einer Reihe rechteckiger Öffnungen

C. D. COSTESCU, ANA CERNESCU : Polymerlacks zur Endbearbeitung von Holzbodenbelägen

In der letzten Zeit wurden verschiedene Polymerlacks eingeführt um die Parkettwartung zu vereinfachen.

Die Forschungen durchgeführt im Forschungsinsitut für Bauwesen und Bauwirtschaft haben sich als Ziel gestellt die dimensionalen Variationen verschiedener Parkett-Typen zu bestimmen in Abhängigkeit von dem Feuchtigkeitsgehalt der Luft sowohl wie die Festigkeits-und Dehnungswerte der drei Lacktypen die hierzulande angewandt werden können.

Die Ergebnisse dieser Forschungen haben bewiesen dass bei Anwendung dieser Lacktypen die Parkett-Bodenbeläge eine angenehme Ansicht annehmen und leicht zu warten sind.

C. DUMITRESCU : Studien über die Produktionskapazität von pneumatischen Zerstreuungsabscheider

Auf Grund einiger vereinfachender Annahmen wurden folgende Gleichungen abgeleitet :

$$q = \frac{K}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3} \quad \text{und} \quad F = \frac{K'}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3}$$

aus denen die Variation der spezifischen Produktion q und der Produktionskapazität F eines pneumatischen Zerstreuungsabscheiders in Abhängigkeit von der spezifischen Fläche des Feinteils errechnet werden kann.

Es wurden bestimmt die Werte k, K und K′ und geprüft die Gültigkeit der Gleichung für den Fallvon zwei verschiedenen Abscheidertypen, auf Grund der Daten die veröffentlicht wurden von H. Jäger in der Zeitschrift Zement Kalk Gips (H. 11/1962) und von R. Bucchi und E. Pascali in der selben Zeitschrift (H. 11/1965).

I. FĂCĂOARU, G. STAMATE : Zur Beziehung zwischen statischem und dynamischem Elastizitätsmoduls des Betons

Die gegenwärtige Entwicklung der Wissenschaft und der Technik hat einerseits die Anzahl von Fällen vergrössert in denen die Kenntnis des statischen und dynamischen Elastizitätsmoduls des Betons unentbehrlich ist und andererseits uns zahlreiche Mittel zur Verfügung gesetzt diese Werte und insbedondere den dynamischen Modul zu bestimmen durch Entwicklung verschiedenartiger nichtzerstörender Versuchsverfahren.

Unter diesen Bedingungen gewinnt eine besondere Bedeutung die Bestimmung einer Korrelation zwischen dem statischen und dem dynamischen Elastizitätsmoduls des Betons und die Festsetzung der Grenzen innerhalb deren diese Korrelation Anwendung finden kann.

Im Artikel beziehen sich die Autoren hauptsächlich auf den Scher-Elastizitätsmodul der am häufigsten in der Praxis der Bemessung von Stahlbetonteilen angewandt wird.

СОДЕРЖАНИЕ

Э. ПРАГЕР: Новые перспективы строительства теплоэлектроцентралей

Автор отстаивает тему ограниченной индустриализации основных сооружений, исходя из идеи невозможности типизации централей и перентабельности сборного строительства.

Поэтому, отмечая, что даже применение метода скользящих опалубок при бетонировании конструкций не является достаточно выгодным ни с технической, ни с экономиеской точек зрения, автор предлагает использование железобетона, выполняемого в шагающих опалубках и далее — расширение применения проката, включаемого в бетон основных опор, а также и промежуточных металлических перекрытий.

Э. ЛЕРНЕР: О расчете оболочек на сейсмичность

Исходя из того, что в последние годы вышел ряд работ, касающиеся расчета оболочек на действие горизонтальных сил и основывающихся главным образом на введенныи М. Альбижесом и Ж. Гуле гипотезах, автор задается целью, на основании тех же упрощающих гипотез, составить ряд таблиц и абак для расчета оболочек зданий, состоящих из двух-пяти этажей. Принятая в расчете система нагрузок является системой сил, сосредоточенных на каждом перекрытии при изменении трехугольников от основания к вершине.

Д. ВАСИЛИУ: К определению удобооообрабатываемост бетона

Указывается, что удовообрабатываемость бетона может быть определена и измерена при посредстве плотности. Однако, ввиду того что этот способ является весьма трудоемким, исследуется аналогия, существующая между удобообрабатываемостью бетона идлительностью (t) проникновения в бетон цилиндрического стержня (пенетрометр), с целью упорщения определения этой величины. Можно считать, что длительность проникновения (t) измеряет удобообрабатываемость бетона.

Этот метод является простым и ускоренным, а результаты — воспроизводимыми. Он дает возможность за одно определение установить водоцементное отношение, при котором удобообрабатываемость является максимальной.

И. ПОПА: Распорки для арматуры бетона

И. БРЫНЗАН: Методы расчета железобетонных оболочек обладающих рядом прямоугольных проемов

К. Д. КОСТЕСКУ, АННА ЧЕРНЕСКУ: Отделка деревянных полов лаками на полимерах

Для упрощения ухода за паркетом стали применять различные лаки на полимерной основе.

Исследования, проведенные Исследовательским Институтом по Строительству и Экономике Строительства, задались целью определить изменения размеров различных видов паркета, в зависимости от атмосферной влажности, а также и прочность, и удлинение трёх видов локов, которые можно применять у нас в стране.

Заключения исследований показали, что нанесение лака на паркетный пол даёт последнему приятный вид и упрощает уход за ним.

:. ДИМИТРЕСКУ: Исследование производственной способности пневматических разбрасывающих сепараторов

Основываясь на упрощающих предположениях полуены уравнения:

$$q = \frac{K}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3}$$

$$F = \frac{K'}{\sqrt{s}\,(1 + ks)^3}$$

ю которым рассчитывается, в зависимости от удельной лощади разбрасываемого вещества, удельное произодство q и производительная способность F пневматиеских разрабрасывающих сепараторов.

Основываясь на данных, опубликованных Х. Иегеем в журнале Цемент Калк Гипс, № 11/1962 и Р. Букки Е. Пескали в № 11/1965 этого же журнала, были- пределены параметры к, К и К' и проверена правиль ость уравнений в случае двух видов сепараторов.

И. ФЭКЭОАРУ, Г. СТАМАТИ: О связи между сташческим и динамическим модулем упругости бнтона

Современное развитие науки и техники, с одной сто оны, участило случаи, когда является небходимым-нание статического или динамического модуля упрусости бетона, а, с другой стороны, умножило средства пределения этих величин, в особенности динамичекого модуля, в сторону развития недеструктивных етодов испытания бетона.

В этих условиях возросло значение, представляемое становлением соотношения между статическим и диамическим модулями бетона, а равно и уточнением ределов, в которых указанное соотношение является ействительным.

В настоящей статье авторы ссылаются в основном на екущие модули упругости, наиболее часто используемые в практике расчета железобетонных конструкций.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

Perspective noi în execuția centralelor termoelectrice

Ing. E. Prager

Activitatea constructivă a Ministerului Energiei Electrice în sporirea potențialului energetic al țării stă în fruntea tuturor realizărilor industriale din ultimele decenii, prin mari și numeroase construcții de hidro și termocentrale, linii de transport de energie, stații de transformare, rețele de termoficare etc.

Evoluția acestor lucrări se reflectă în creșterea an de an a energiei electrice furnizate rețelei de transport și distribuție: de la 2 100 GWh în 1950 trece la 20 800 GWh în 1966, ceea ce a făcut posibilă vertiginoasa industrializare a țării.

Prezentarea unora din considerațiile avute în vedere în proiectarea construcțiilor termocentralelor[*], ne oferă prilejul unei examinări retrospective a soluțiilor folosite, în lumina posibilităților de azi, pe care tehnica modernă le-a dezvoltat.

Era normal ca în succesiunea proiectelor studiate și sub influența trecutului, construcțiile primelor termocentrale: Ovidiu, Doicești, Paroșeni, Brazi și chiar Borzești, să urmărească execuția diferitelor obiecte, cu metodele curente de lucru: betoane monolite, beton armat turnat în cofraje, ferme metalice, zidărie de cărămidă etc.; singura noutate o constituiau acoperișurile sălii mașinilor și cazanelor, în care au apărut plăci prefabricate de beton armat — de circa 1,00 m^2 — fabricate pe șantiere după modelul sovietic, destul de economic. Peste aceste plăci se execută o izolație termică de penobeton ușor, de asemenea fabricat pe șantier.

Marele consum de cherestea în cofraje și schele de circulație, volumul de mînă de lucru și durata lungă a predării la montaj a primelor termocentrale nu putea continua și, începînd din 1952, a trebuit să cedeze pasul tendințelor de adoptare a unor noi metode în proiectare și execuție, impulsionate de directivele C. S. C. A. S. de industrializare a construcțiilor, realizînd și economie de cherestea, ciment și metal.

Ideea tipizării și ca urmare a industrializării construcțiilor, închegate pe șantiere prin asamblarea de elemente prefabricate din beton armat (folosind și precomprimarea acestora după 1956), a influențat și pe proiectanții termocentralelor, care găseau acum prezente pe șantier mari macarale mobile, folosite de monteurii echipamentelor tehnologice.

În lumina acestor principii au fost proiectate clădirile principale din noile termocentrale: Brazi, București—Sud, Luduș, Craiova, Borzești și, acum în urmă, Deva.

Creșterea puterii unitare a echipamentelor tehnologice montate este prima caracteristică principală a acestor termoncentrale noi; ea condiționează atît dimensiunile gabaritice ale clădirii cît și sarcinile tehnologice cărora trebuie să le corespundă. Felul combustibilului folosit — cărbuni, gaze, păcură — intervine influențînd alcătuirea clădirii principale și instalațiile anexe din incinta centralelor.

Varietatea mare a echipamentelor montate (ce trec de la puteri de 50 MW, la 100 MW, 200 și 315 MW) și caracteristicile lor constructive și tehnologice au făcut aproape imposibilă menținerea unor tipizări ale structurii de rezistență la clădirea principală a acestor termocentrale.

Ca urmare, cu toate eforturile depuse de proiectanți, apare clar că aproape la fiecare termocentrală corpul clădirii principale constituie un unicat constructiv, fără putință de industrializare, așa cum această noțiune poate fi caracterizată.

Chiar atunci cînd unele elemente constructive ar putea fi tipizate, lipsa unor serii mari repetate și a continuității în producție impune realizarea lor pe șantierul termocentralei prin preturnare și face să se piardă avantajele promise de industrializare.

Rămîne a se examina, în lumina realităților, alegerea în proiectare a acelor soluții de execuție, care permit a se realiza termene scurte, cost redus, consum limitat de materiale deficitare (cherestea și metal), folosind prefabricate de catalog și tehnologii moderne de montaj pentru a spori productivitatea muncii constructorilor pe șantiere.

ASPECTE CARACTERISTICE ȘANTIERELOR DE TERMOCENTRALE

Așa cum rezultă din examinarea ansamblului de lucrări cerut de o termocentrală modernă — de tipul 800 la 1000 MW — volumul construcțiilor industriale sub formă de clădiri, fundații tehnologice, construcții anexe (grup administrativ, social, ateliere, depozite, rezervoare, coșuri de fum etc.), a lucrărilor hidrotehnice de alimentare cu apă (baraj, prize, canale de alimentare, case de pompe, circuit de răcire — turnuri — epurație chimică etc.) și a lucrărilor de alimentare cu combustibil (la cărbuni: depozite, mori, elevatoare, silozuri etc.) conduce spre un consum total de 80—100 000 m^3 de betoane și betoane armate.

Acest volum corespunde etapei finale de realizare a centralei și se execută în general în primele etape coordonat cu termenul de punere în funcțiune a echipamentelor; astfel sînt: construcția clădirii principale și fundații tehnologice, coșul de fum, turnuri de răcire etc., corespunzător primelor echipamente tehnologice montate. În paralel, 80% din volumul de beton ce se execută în lucrări hidrotehnice, în fundații, canale, conducte și diferite construcții subterane, trebuie executate în beton monolit, produs în incinta șantierului.

Execuția volumului de lucrări, în termenele acordate pentru punerea în funcțiune a primului grup energetic[*] (23 luni de la începerea lucrărilor de bază) constituie o sarcină curentă trasată constructorului; ea cuprinde și lucrările de organizare a șantierelor, în cadrul unui grafic, bazat pe un studiu atent al condițiilor de lucru, cu asigurarea planului de aprovizionare, a utilajelor și a forțelor de muncă.

Obiectivul dominant în ansamblul construcțiilor termocentralei este constituit de construcția clădirii principale (sala mașinilor, sala cazanelor, degazori, camera de comandă) în care trebuie să se desfășoare, în termenele fixate și succesiv, operațiile montajului cazanelor și grupelor turbină — generator cu echipamentele tehnologice accesorii (fig. 1).

Așa cum rezultă din examinarea proiectelor studiate, pentru o structură de rezistență a clădirii principale cu corp de buncăre (combustibil solid) pentru patru grupe termoenergetice a 200 MW, volumul betonului armat de executat pentru 32 travee a 6,0 m este de circa 12 500 m^3[**].

Acestui volum i se adaugă învelitoarea (plăci prefabricate) și fundațiile echipamentelor tehnologice.

Asupra execuției acestei construcții stăruie încă unele controverse între proiectanți și constructori privind metodele de lucru, așa cum rezultă din experiența lucrărilor executate la ultimele termocentrale: București — Sud prefabricate grele, Luduș glisare monolită și Borzești extindere—glisare și prefabricate, pe care le vom examina din diferite puncte de vedere.

Din punct de vedere al metodelor de lucru folosite la ultimele termocentrale, considerăm că experiența constructorilor este astăzi suficientă pentru a asigura și restul de lucrări din incintă la termenele fixate de perspectiva de electrificare 1970—1975, cînd va fi de executat un volum de circa două ori mai mare decît cel actual.

Aceste metode sînt:

— **Coșuri de fum**: înălțimi 120—200 m prin turnare monolită în cofraj glisant, adaptat dimensiunilor geometrice, cu căptușeală termoizolantă (fig. 2).

La coșuri pînă la circa 80 m, soluția executată în blocuri de beton armat prefabricat apare mai economică numai dacă se ține seamă de costul ridicat al utilajelor de glisare (tipare, prese, tije, pompe, ascensoare etc.). Vor fi examinate și procedeele care folosesc cofrajul pășitor pe înălțime.

— **Turnuri de răcire** cu tiraj natural 5—10 000 m^3/h, corp hiperbolic în beton armat se execută în cofraje pășitoare de lemn, în termen de circa 6—8 luni, fără schele și fără utilaje mecanice scumpe (fig. 3).

---

[*] Energetica Nr. 1/1967: Ing. N. Borza — Considerații asupra industrializării construcțiilor termoenergetice în R. S. România.

[*] Articolul ing. N. Borza citat pag. 7. Energetica nr. 1/1967.

[**] Tabela 2. Articol citat ing. N. Borza.

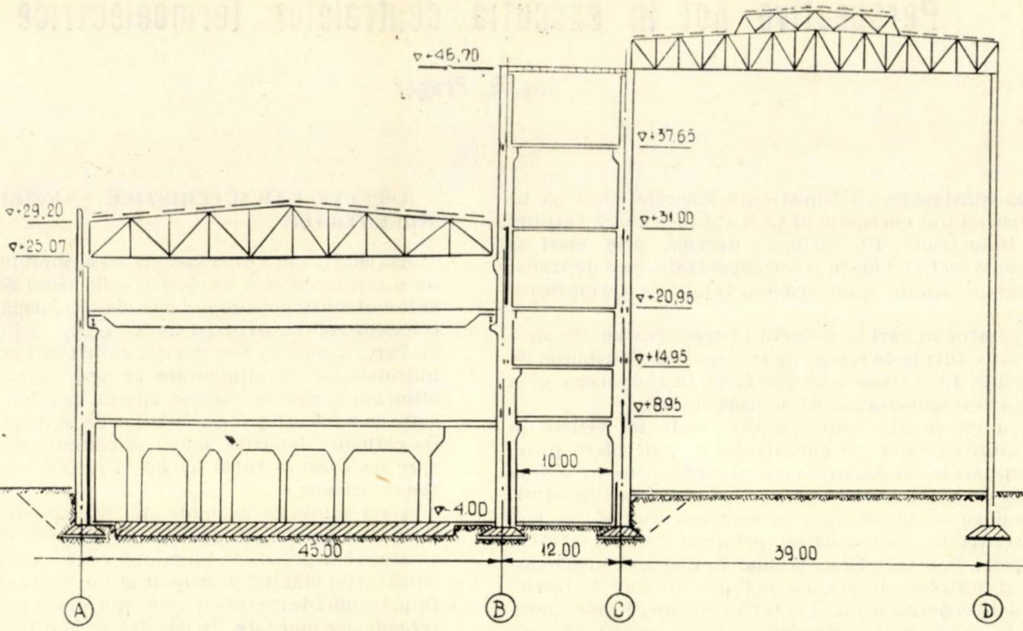
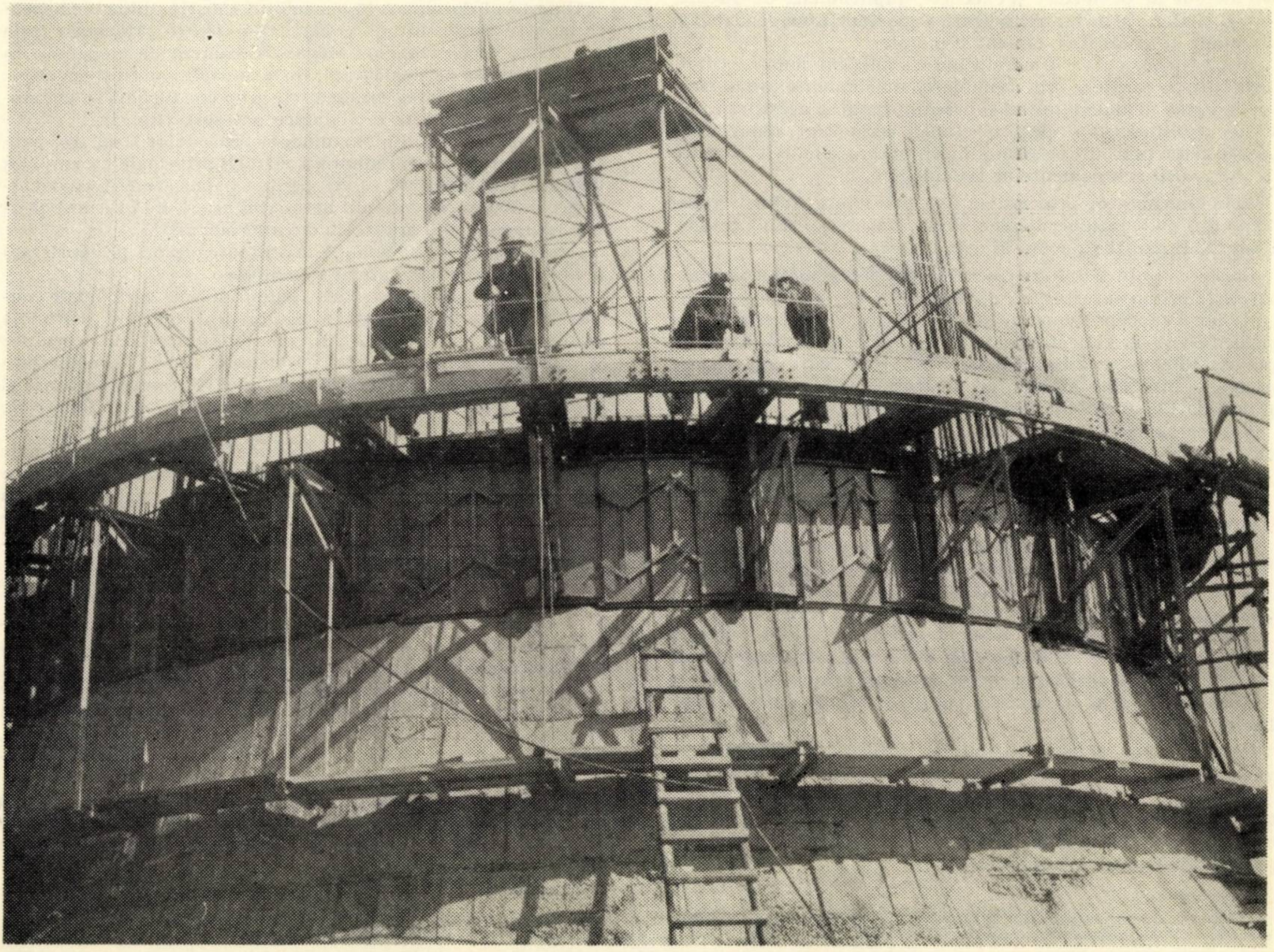

∇+46,70
∇+37,65
∇+31,00
∇+29,20
∇+25,07
∇+20,95
∇+14,95
∇+8,95
∇±0,00
∇-4,00
10,00
45,00
12,00
39,00
A
B
C
D

Fig. 1. Schemă secțiune printr-o centrală termoenergetică cu unități de 200 – 300 MW

Fig. 2. Cofrajul glisant metalic la execuția unui coș de fum de 120 m înălțime (C.E.T. București – Sud)



Extinderea acestei metode la turnuri de 25 000 m^3/h cu înălţimi de 100 m este de studiat, în paralel cu metoda glisării verticale.

— **Rezervoare de apă, combustibil, canale** şi conducte se execută monolit cu tipare de inventar, asigurînd o economicitate maximă, fără cheltuieli de utilaje sau consum exagerat de lemnărie ; şi la aceste lucrări introducerea cofrajelor păşitoare este posibilă.

POSIBILITĂŢI DE EXECUŢIE A CONSTRUCŢIEI PRINCIPALE

Experienţa realizată de proiectanţii şi constructorii unităţilor termoenergetice M. E. E. a evidenţiat marea importanţă pe care o păstrează organizarea producţiei centralizate a betonului pe şantiere şi condiţiile ce trebuie urmărite pentru ca alimentarea ritmică a tuturor punctelor de lucru să fie asigurată calitativ şi cantitativ.

Fiind vorba de fabrici centrale de beton, ce pot cu uşurinţă asigura debite de 40—60 m^3/h, există posibilitatea de a se asigura betonul necesar construcţiei clădirii principale, al cărei volum nu depăşeşte circa 12 500 m^3 pentru 32 axe şi pentru execuţia căreia durata se extinde pe 17—18 luni ; volumul maxim necesar este de circa 4—4,5 m^3/h.

Realizarea clădirii principale a centralei la C. E. T. Bucureşti — Sud, prin execuţia scheletului rezistent din elemente grele prefabricate de beton armat (25 tone), nu a permis a se trage concluzii favorabile acestui sistem, ducînd la discuţii cu constructorul, din cauza costurilor exagerate cerute pentru cofrajele metalice (slab folosite) şi a cheltuielilor suplimentare de preturnare, manipulare şi transport ale elementelor grele, a costului sudurilor barelor de armătură în punctele de îmbinare a elementelor, a chiriilor ridicate pentru utilaje mecanice folosite în montaj etc.

Consumul de metal în scheletul de beton armat a fost sporit de asemenea de numeroasele piese înglobate, necesare legăturii dintre stîlpi şi grinzi la montare.

Era normal, în aceste condiţii, ca întreprinderile de construcţii să caute soluţii economice, executabile în termene scurte, în care scop au apelat la metoda glisării pe verticală a şirurilor A, B şi C de stîlpi, împreună cu grinzile longitudinale de legătură, pe grupe de 8—10 travee. Reuşita acestor lucrări la centrala Luduş, la Borzeşti extindere (în mai mică măsură) şi centrala turbine de gaze Bucureşti — Sud, a fost prezentată în reviste de specialitate. Apare spectaculoasă atingerea cotelor superioare (cca + 45 m înălţime) în termen de 8 săptămîni prin lucru neîntrerupt de zi şi noapte cărora se adaugă pentru completări (planşee intermediare la degazori etc.) circa 10 săptămîni (fig. 4).

Este evident că un asemenea ritm de lucru, chiar dacă se adaugă pentru organizarea execuţiei tiparelor glisante şi montajul lor şi al utilajelor, 6—8 săptămîni, satisface pe de-antregul termenul impus de plan.

Programul de lucru va cuprinde doar execuţia :

— **Corpul degazorilor** (şirurile B şi C) se poate executa cu ritmul 1,5—2 travee pe săptămînă :

— armături montate 3—3,5 tone/zi

— beton pus în operă 20—25 m^3/zi.

— **Sala maşinilor** neavînd decît şirul A, ce necesită punerea în operă a circa 40—50 m^3 beton pe travee pe înălţime de circa 25 m, se poate realiza cu aceeaşi metodă într-un termen mult mai scurt. Apare deci posibilă montarea fermelor metalice şi învelitoarea sălii maşinilor (fig. 5) în paralel cu ritmul de lucru al întregului schelet al centralei.

Inconvenientele glisării betonului armat, curente acestei metode de lucru, sînt cunoscute ; ele pot fi sintetizate în cheltuieli sporite de utilaje (chirii de prese, pompe etc.), pierderi de metal în tije şi armături complementare, cheltuieli de supraveghere, control, consum suplimentar de manoperă, instalaţii de alimentare (electrică, apă, lumină etc.).

În paralel cu metoda glisării pe verticală, combinată uneori cu montajul grinzilor transversale, parţial prefabricate sau din carcase (aşa cum se execută extinderea Borzeşti şi se realizează execuţia la C. E. T. Deva), consider necesar a atrage atenţia constructorilor asupra avantajelor folosirii cofrajelor păşitoare pe verticală, aşa cum este aplicată deja la coaja turnurilor de răcire.

În această metodă, turnarea stîlpilor se poate realiza printr-un set de panouri de cofraj (din placaj căptuşit cu material

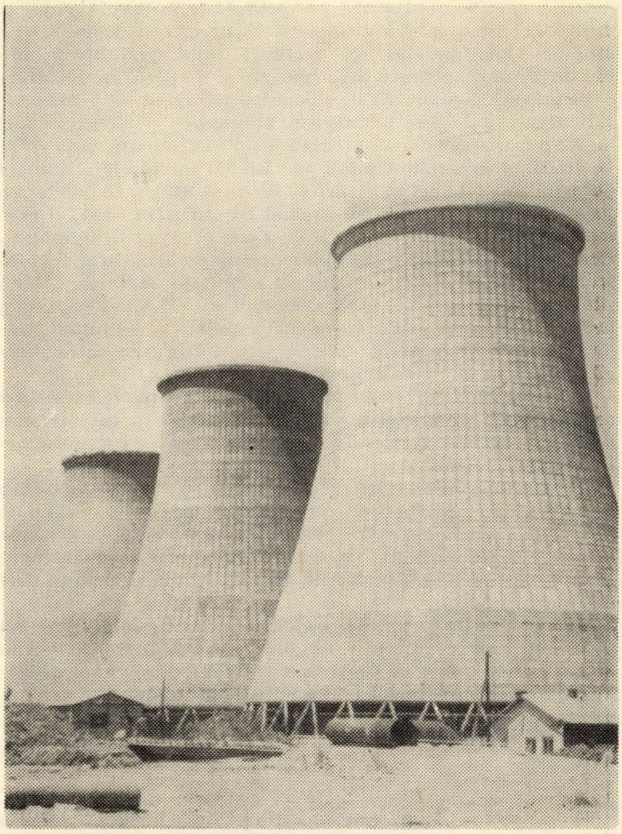
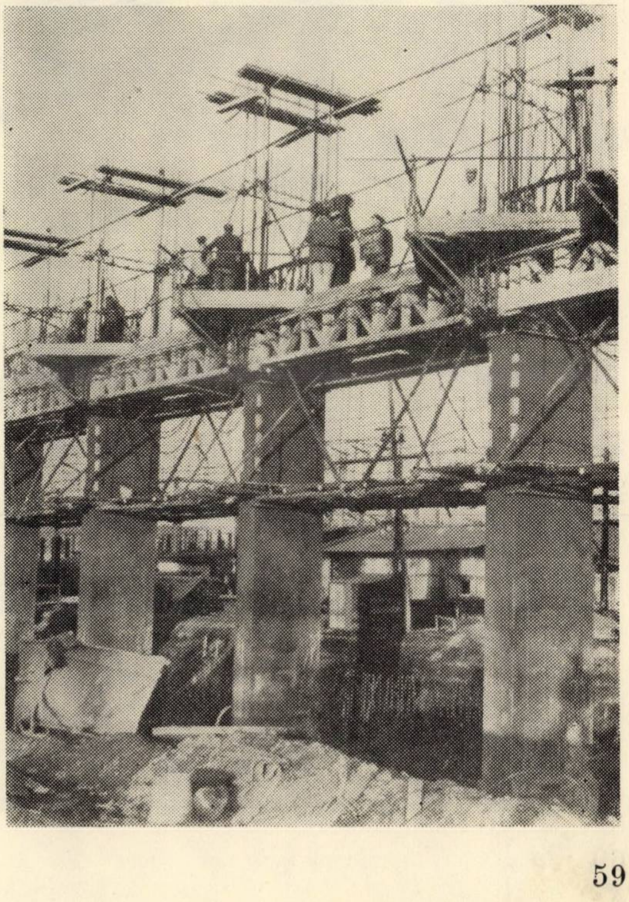


Fig. 3. Turnuri de răcire de 10 000 m^3/h şi 55 m înălţime executate în cofraj păşitor la C. T. E. Borzeşti

Fig. 4. Cofraj glisant pentru şirul de stîlpi B la C. T. E. Luduş (extindere 2 × 200 MW în 1964)



plastic), care se deplasează pe verticală la intervale scurte de 2—3 zile; tiparele standardizate în panouri de 1,50—1,60 m lungime sînt asamblate pe verticală, fiind sprijinite de profile de ghidaj, ancorate prin buloane ce se pierd la decofrare.

Pe măsura demontării și remontării cofrajelor — pentru care sînt necesare 2—3 seturi de 1,50 m lungime — se urmează cu montajul carcaselor de armătură și se betonează zona cofrată, folosind macarale tip ZB sau BKSM mobile longitudinal. Cofrajul zonei de beton întărite este demontat și se deplasează pe verticală, betonarea continuînd cu un ritm de 1,50 m/zi.

Din graficul studiat care ține seamă și de grinzile longitudinale și transversale, ale căror carcase de armătură și cofraj trebuie sprijinite pe eșafodaje de susținere metalice (extensibile), ritmul realizării unui avansament de 1,5 la 2 săptămîni pe travee poate fi asigurat cu echipe avînd 40—45 muncitori, fără alte utilaje în afară de cele pentru vibrarea betonului și alimentarea punctelor de lucru.

În aceste condiții, structura de rezistență se poate executa cu cea mai mare precizie fără a necesita mai mult metal sau beton decît cel rezultat din calculul secțiunilor pentru structuri monolite rigide.

Consumul redus de cherestea, lipsa de susțineri și eșafodaje — care în această metodă nu mai sînt necesare — economia de utilaje și putința de a refolosi elementele metalice de fixare a cofrajelor (lonjeroni și traversele de tip curent) compensează larg pierderea buloanelor de ancoraj, ce nu reprezintă decît 5—6 kg/m^3 beton.

Deosebit de important în acestă metodă este formarea ușoară a echipelor de lucru — dulgheri, fierari, betoniști — care nu depind în munca ce prestează de funcționarea unor utilaje, în general, expuse, în cursul lucrului, unor numeroase deranjamente (ca în metoda glisării : prese, garnituri, pompe, conducte, tije de ancoraj etc.).

Printr-o bună organizare a șantierului, folosind la prepararea betonului cimenturi cu întărire accelerată, viteza de pășire pe verticală poate fi sporită și în anotimpul rece, prin diferite procedee de menținere a temperaturii betonului cald.

O ameliorare a metodei de execuție prin pășire se poate obține introducînd elemente metalice de susținere înglobate în beton; acestea înlocuiesc armăturile, permițînd uneori și reducerea costului de execuție.

Asemenea elemente constructive de tip nou, numite oțel-beton, permit a se realiza structuri compuse , deosebit de avantajoase, printr-o rațională utilizare a celor două materiale, punînd în valoare rezerve de rezistență de 30—40% la grinzile laminate, reducînd înălțimea de construcție a planșeelor și evitînd efectele defavorabile datorite diferențelor de temperatură.

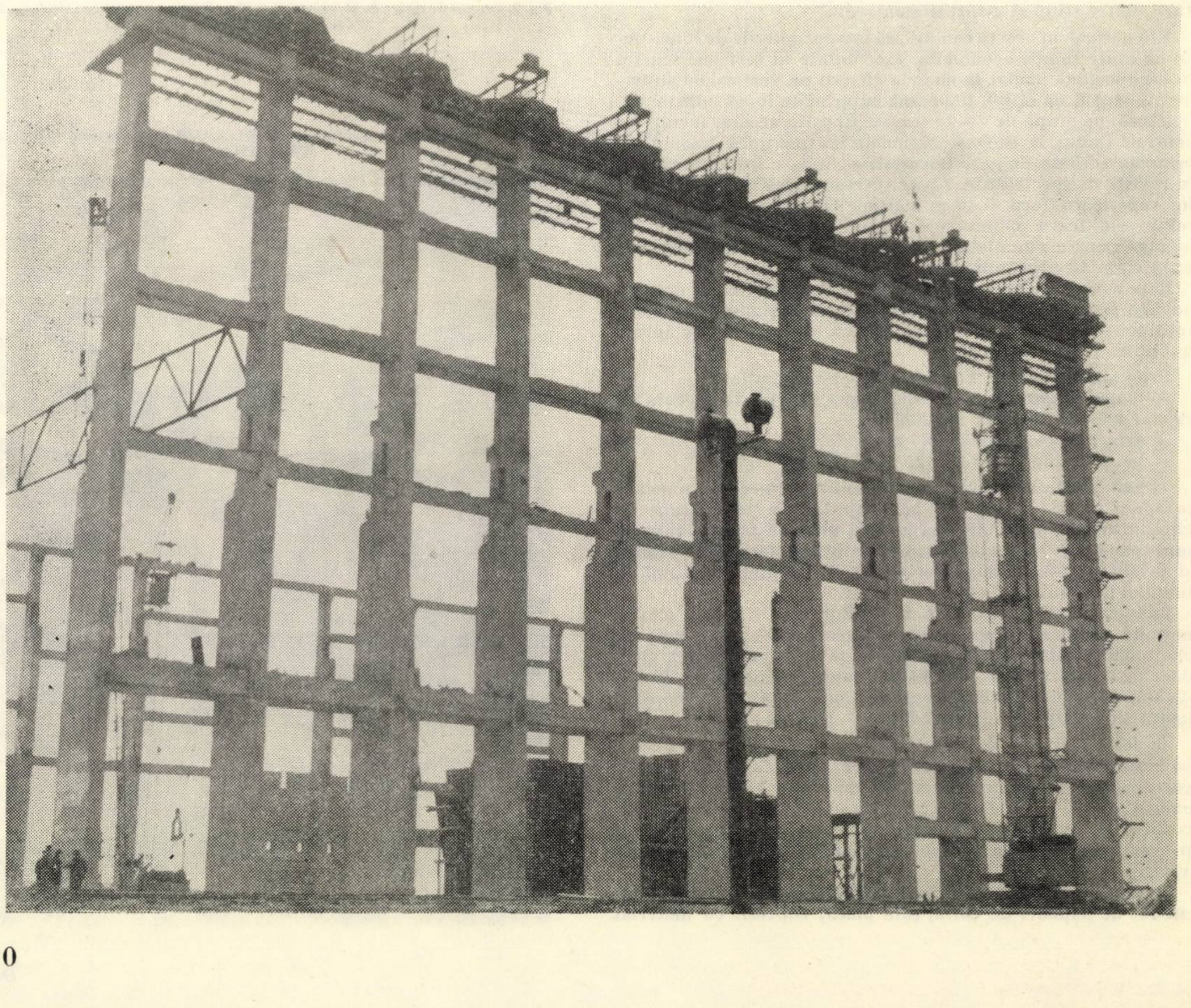
Astfel :

a — Înlocuind stîlpii șirului ,,A'' prin stîlpi executați din laminate zăbrelite avînd 25 m înălțime (cîntărind circa 3 500 kg/buc.), montați o dată cu fermele, completarea secțiunii de beton armat impusă sarcinilor transmise de podul rulant, de construcția fațadei, ferestrelor etc. se poate face, fără a jena continuarea lucrărilor și montajul utilajelor din sala mașinilor, după un program etapizat. Betonarea stîlpilor și grinzilor fațadei se face în acest caz tot prin metoda pășirii pe verticală, cofrajele fiind ancorate de elementele stîlpilor metalici.

b — Înlocuind planșeele intermediare ale degazorilor prin grătare metalice din lamele cîntărind 50 kg/m^2, susținute pe grinzi secundare laminate metalice, supraînălțate, se poate realiza o descărcare a planșeelor de placa de beton și pardoseli.

c — Tehnologia de execuție propusă, încă neexperimentată la noi (beton cu elemente metalice), se apropie în mare măsură de soluția realizării în schelet metalic, fără însă a ridica dificultățile de proiectare a acestor construcții (stîlpii și legăturile

Fig. 5. .Șirurile de stilpi A și B la sala mașinilor executate in cofraj glisant la C. T. E. Borzești — extindere (2 × 200 MW in 1966)



între ei rămîn din beton armat) şi fără a duce la un spor al consumului de metal, * aplicînd normele de proiectare folosite în U. R. S. S., Canada, S. U. A., Germania etc.

d — În final, propunerea făcută privind execuţia scheletului unei termocentrale, cu un ritm deosebit de accelerat, folosind metoda păşirii, este pe linia unei tehnici moderne legată de adaptarea în proiectare a uşurării întregii construcţii prin introducerea în etapele viitoare a : pereţilor uşori din panouri sau betoane celulare, a pardoselilor din materiale plastice sau grătare metalice, a scărilor metalice de tip industrial, a învelitorilor din tablă izolate termic, a panourilor de închidere în azbociment etc., înlocuind materialele grele folosite astăzi

CONCLUZII

Examinarea posibilităţilor de realizare în perspectiva 1970—1975 în ţara noastră a 2—3 centrale mari, în fiecare an, impune adoptarea unui ritm de montaj de 17—18 luni pentru fiecare unitate tehnologică (cazan-turbină). Este dar necesar a se relua studiul adîncit al proiectelor şi al planificării execuţiei, adoptînd soluţii simplificate, noi, pentru grăbirea ritmului de ridicare a şarpantei clădirii principale.

— În acest scop este necesară examinarea cu simţ critic de către proiectanţi a indicilor de consum de metal, care permit încă unele reduceri, printr-un studiu judicios, introducînd metode moderne de proiectare şi calcul.

— Pe linia obţinerii de către constructori a unor termene scurte în execuţie şi a reducerii costului lucrărilor este necesară o limitare a unora din mecanizările cu grad insuficient de rentabilitate şi a tuturor manevrelor şi transporturilor excesive pe şantiere.

— Un deosebit accent trebuie pus pe o justă planificare a orţelor de lucru, reducînd orice manevre inutile succesiunii logice a operaţiilor, fără pierderi şi excese. Este necesară studierea analitică a operaţiilor succesive tehnologice esenţiale şi a celor anexe, prin metoda drumului critic şi programării matematice.

— Un efort mare va trebui făcut şi în vederea ridicării nivelului tehnic al personalului de pe şantiere, liberîndu-l de preocupări administrative şi redîndu-l activităţii tehnice, în care eficienţa fiecărei mişcări, folosirea de forţe de muncă, utilaje etc. trebuie să-şi găsească justificarea practică sub forma unor criterii economice.

— Desigur că, în vederea reuşitei acestei acţiuni, producţia de materiale înlocuitoare în construcţii, plăci izolante termice, fonice, plastice, elemente de sticlă, elemente de tablă ambutisată sau profile laminate la rece este indispensabilă ; se impune o aprovizionare normală a şantierului, care va permite încă a se realiza economii substanţiale şi scurtări de termene, în realizarea construcţiilor din ţara noastră.

(* Vezi articolul „Alcătuirea şi calculul grinzilor compuse oţel — beton". Revista construcţiilor şi materialelor de construcţii Nr. 7/1967 pag. 334.

Bibliografie

[1] Borza N. : *Consideraţii asupra industriailizării construcţiilor termo-energetice în R. S. România*. Energetica, nr. 1/1967, pag. 1—8
[2] Brad I. : *Concluzii şi observaţii cu privire la metoda cofrajelor glisante la C. E. T., Bucureşti-Sud*. Buletin de Informaţii Tehnice M.E.E., Energoconstrucţia, nr. 4/1967
[3] Carp M. : *Aplicarea unei tehnologii noi de execuţie la construcţia termocentralei Mintia 4 × 200 MW*. Buletin de Informaţie Tehnică M.E.E., Energoconstrucţia, nr. 3/1967
[4] Prager E. : *Prefabricarea şi industrializarea construcţiilor*. Buletin Noutăţi şi Informaţii Energetice M.E.E. — D.G.C.M.E., nr. 3-4/1965
[5] * * * : *Normativ C.S.C.A.S. pentru proiectarea şi folosirea cofrajelor glisante*. C. 41/1963
[6] Moradi R. : *Cofrajul păşitor la construcţia podului Maracaibo-Venezuela*. Beton und Stahlbeton, nr. 10/1963
[7] Mateescu D., Bota V. : *Alcătuirea şi calculul grinzilor compuse „oţel-beton"*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 7/1966.
[8] Prager E.: *Realizarea clădirilor principale ale centralelor electrice în cofraje glisante*. Rev. Energetica nr. 12/1967, p. 567.

Asupra calculului diafragmelor la acţiuni seismice

Ing. E. Lerner
I.P.C.T.

În ultimii ani o serie de lucrări din ţară şi din străinătate ([1], [7]) tratează problema calculului diafragmelor la acţiunea sarcinilor orizontale. Toate aceste lucrări, chiar şi cele mai recente [7] constituie extinderi sau simplificări aduse metodei lui M. Albigès şi J. Goulet [1].

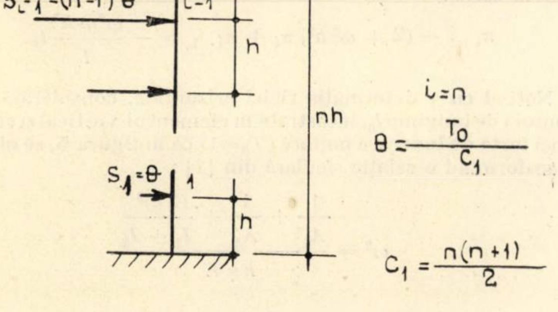
Pornind de la aceleaşi premize ca şi M. Albigès şi J. Goulet, în lucrarea de faţă se prezintă abace simplificatoare pentru calculul diafragmelor construcţiilor cu puţine niveluri ($n = 2$—5), la acţiunea sarcinilor seismice asimilate cu un sistem de sarcini orizontale concentrate la fiecare nivel şi variind liniar de la bază spre vîrful diafragmei (fig. 1).

Se vor analiza diafragme pline, cu un şir de goluri, şi diafragme simetrice cu două şiruri de goluri.

Pentru caracteristicile geometrice şi mecanice se fac următoarele notaţii :

I este momentul de inerţie al diafragmelor pline sau al diafragmelor cu goluri în ansamblu ;

Fig. 1



$I_{1,2}$ — momentul de inerţie al elementului vertical 1, respectiv 2 al diafragmelor cu goluri ;
I_{ech} — momentul de inerţie echivalent, avînd următoarea semnificaţie : momentul de inerţie al unei diafragme pline fictive, care supusă la aceleaşi sarcini exterioare orizontale are la vîrf aceeaşi deformaţie din încovoiere cu a diafragmei reale considerate (din încovoiere şi deformabilitatea riglelor orizontale) ;
A — secţiunea diafragmelor pline ;
$A_{1,2}$ — secţiunea elementului vertical 1, respectiv 2, al diafragmelor cu goluri ;
A_{in} — secţiunea inimii diafragmelor cu secţiunea în formă de T sau I ;
A_{ech} — secţiunea echivalentă, avînd următoarea semnificaţie : secţiunea unei diafragme pline fictive care supusă la aceleaşi sarcini exterioare orizontale are la vîrf aceeaşi deformaţie din lunecare cu a diafragmei reale considerate (din încovoiere, lunecare şi deformabilitatea riglelor orizontale) ;
m — momentul static al fiecărui element vertical în raport cu centrul de greutate al ansamblului la diafragmele cu goluri ;
k — coeficientul de formă al secţiunii ;
I_b — momentul de inerţie al riglelor orizontale care leagă elementele verticale 1 şi 2 al diafragmelor cu goluri ;
h — înălţimea etajului ;
$2c$ — distanţa între centrele de greutate a două elemente verticale alăturate (G_1, G_2) ;
$l_{1,2}$ — distanţa între axul şirului de goluri şi centrul de greutate al elementului vertical 1, respectiv 2 ;
$2l_0$ — deschiderea riglei între punctele de încastrare ;
γ — caracteristica de rigiditate a riglelor orizontale ;
K_1 — caracteristica de rigiditate a diafragmelor cu goluri ;
E — modulul de elasticitate al elementelor verticale (pentru beton E_b, pentru zidărie E_z) ;

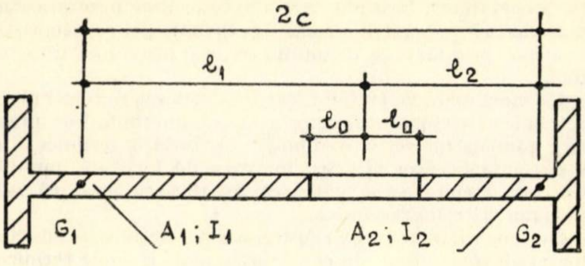


Fig. 2

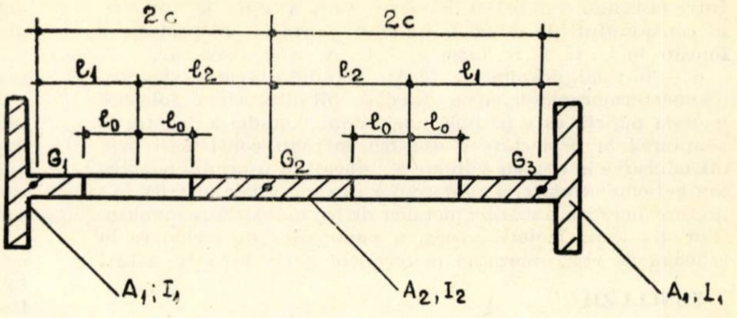


Fig. 3

E' — modulul de elasticitate al riglelor orizontale;

G — modulul de elasticitate transversal (pentru beton G_b, pentru zidărie G_z).

Pentru solicitări se fac notaţiile:

T_0 este forţa exterioară orizontală totală;

T_i — forţa tăietoare medie la nivelul „i" rezultată dintr-un sistem de sarcini S_i ca în figura 1;

t_i — forţa tăietoare medie la nivelul „i" dintr-un sistem de sarcini s_i ca în figura 4;

π_i — forţa tăietoare în rigla orizontală de la nivelul „i" la o diafragmă cu goluri solicitată de un sistem de sarcini s_i ca în figura 4;

T_{bi} — forţa tăietoare în rigla orizontală de la nivelul „i" la o diafragmă cu goluri solicitată de un sistem de sarcini S_i ca în figura 1.

Se presupun valabile aceleaşi ipoteze din lucrările [1] şi [2] şi anume:

— eforturile locale transmise de rigle se consideră repartizate în lungul fibrei mijlocii a fiecărui element vertical al diafragmei cu goluri;

— fibrele deformate mijlocii ale fiecărui element vertical al diafragmei cu goluri sînt paralele;

— pe toată înălţimea construcţiei caracteristicile geometrice şi mecanice sînt constante;

— diafragma este încastrată perfect la bază;

— momentul de inerţie al riglelor orizontale este mic în raport cu momentele de inerţie ale elementelor verticale la diafragmele cu goluri;

— se neglijează deformaţia riglelor orizontale datorită forţelor axiale;

— punctul de inflexiune al deformaţiei riglelor orizontale este în mijlocul deschiderii şirului de goluri.

Pentru construcţiile cu puţine niveluri, la fel ca şi pentru construcţiile înalte trebuie luate în consideraţie, la stabilirea rigidităţii elementelor verticale, atît deformaţiile din lunecare cît şi cele din încovoiere. În lucrările ([1], [3]) se recomandă repartizarea aproximativă a sarcinilor orizontale la diferitele elemente de rigidizare (diafragme pline şi diafragme cu goluri) proporţional cu rigidităţi echivalente determinate în funcţie de rigiditatea la lunecare şi de rigiditatea la încovoiere. Ţinînd seamă că deformaţiile preponderente ale diafragmelor construcţiilor cu puţine niveluri sînt cele provenite din lunecare se va folosi drept criteriu comun de rigiditate pentru repartizarea sarcinilor orizontale exterioare secţiunea echivalentă (A_{ech}) a diafragmei.

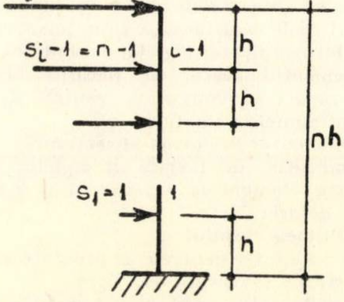


Fig. 4

Se menţionează că repartizarea sarcinilor orizontale proporţional cu secţiunile echivalente reprezintă o aproximaţie, secţiunile echivalente fiind stabilite numai pe baza deformaţiei la vîrf a diafragmelor. În realitate linia elastică de deformaţie a diafragmelor pentru acelaşi tip de solicitare orizontală diferă pe înălţimea construcţiei, ceea ce conduce la o retransmitere a sarcinilor prin planşeele rigide în planul lor.

Pentru calcule operative se poate accepta o repartizare a sarcinilor orizontale exterioare, în aşa fel încît deformaţiile la vîrf ale tuturor diafragmelor să fie aceleaşi.

DIAFRAGME PLINE

Pentru determinarea secţiunii echivalente se scrie egalitatea deformaţiei din lunecare la vîrful diafragmei fictive cu deformaţia similară din lunecare şi încovoiere a diafragmei reale corespunzătoare sistemului de sarcini orizontale din figura 1.

Folosind formulele rezistenţei materialelor:

$$\alpha_n \frac{k\,T o\,h}{GA_{ech}} = \beta_n \frac{T o\,h^3}{EI} + \alpha_n \frac{k\,T o\,h}{GA}, \tag{1}$$

notînd

$$\mu_a = \frac{A_{ech}}{A} \quad \text{şi} \quad a = \frac{h^2 A\,G}{k\,IE} \tag{2}$$

se obţine din (1) expresia coeficientului de echivalenţă „μ_a"

$$\mu_a = \frac{1}{\frac{\beta_n}{\alpha_n} a + 1}, \tag{3}$$

în care raportul $\frac{\beta_n}{\alpha_n}$ se găseşte funcţie de „n" în tabela 1.

Pentru valorile curente ale coeficientului „a" şi pentru $n = 2, 3, 4, 5$ se găsesc în tabela 2 valorile coeficientului de echivalenţă „μ_a".

Rezultă pentru diafragmele pline

$$A_{ech} = \mu_a A. \tag{4}$$

DIAFRAGME CU UN ŞIR DE GOLURI

Se porneşte de la stabilirea eforturilor de lunecare în riglele orizontale, folosind ecuaţia în diferenţe finite din lucrarea [1] pag. 486. Pentru sistemul de sarcini orizontale din figura 4 putem scrie:

$$\pi_{i+1} - (2 + \omega^2 h^2)\,\pi_i + \pi_{i-1} = -\frac{\omega^2 m\,h^3}{I}\,t_i. \tag{5}$$

Notînd cu γ deformaţia riglei orizontale, considerată ca o consolă de lungime l_0, încastrată în elementul vertical şi supusă unei forţe de lunecare unitare ($T_b = 1$) ca în figura 5, se obţine, transformînd o relaţie similară din [1]:

$$\omega^2 = \frac{\frac{1}{A_1} + \frac{1}{A_2} + \frac{(2\,c)^2}{I_1 + I_2}}{h\gamma E}.$$

Tabela 1

n	2	3	4	5
α_n	$\frac{5}{3}$	$\frac{7}{3}$	3	$\frac{11}{3}$
β_n	$\frac{37}{18}$	$\frac{113}{18}$	$\frac{141}{10}$	$\frac{1198}{45}$
β_n/α_n	1,23	2,69	4,70	7,26

Ţinînd seamă că :

$$m = \frac{2\,c\,A_1\,A_2}{A_1 + A_2}$$

şi

$$I = I_1 + I_2 + 2mc$$

ecuaţia (5) devine

$$\pi_{i+1} - (2 + \omega^2 h^2)\,\pi_i + \pi_{i-1} = -\frac{2\,c\,h^2}{\gamma\,E\,(I_1 + I_2)}\,t_i\,. \quad (6)$$

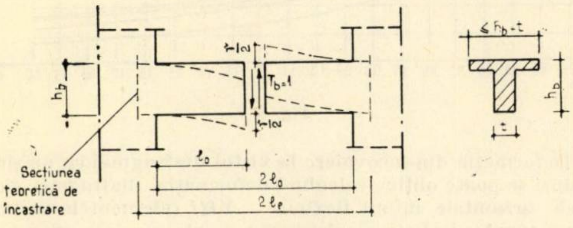


Fig. 5

Caracteristica de rigiditate a diafragmelor cu un şir de goluri are expresia $K_1 = \omega^2 h^2$
sau

$$K_1 = \frac{h\left[\frac{1}{A_1} + \frac{1}{A_2} + \frac{(2\,c)^2}{I_1 + I_2}\right]}{\gamma E}\,. \quad (7)$$

Notînd cu

$$\mathcal{K} = \frac{2\,c\,h^2}{\gamma\,E\,(I_1 + I_2)} \quad (8)$$

şi considerînd prelungirea domeniului valorilor π_i la extremităţi cu $\pi_0 = 0$ şi $\pi_{n+1} = \pi_n$, sistemul (6) se poate scrie :

$$\begin{aligned} \pi_2 - (2 + K_1)\,\pi_1 &= -\mathcal{K}\,t_1 \\ \pi_3 - (2 + K_1)\,\pi_2 + \pi_1 &= -\mathcal{K}\,t_2 \\ &\;\vdots \\ \pi_n - (2 + K_1)\,\pi_{n-1} + \pi_{n-2} &= -\mathcal{K}\,t_{n-1} \\ -(1 + K_1)\,\pi_n + \pi_{n-1} &= -\mathcal{K}\,t_n\,. \end{aligned} \quad (9)$$

Particularizînd pentru $n = 2 - 5$ se obţine :

$$n = 2$$

$$\begin{aligned} \pi_2 - (2 + K_1)\,\pi_1 &= -2{,}5\,\mathcal{K}\,; \\ -(1 + K_1)\,\pi_2 + \pi_1 &= -\;\mathcal{K}\,; \end{aligned} \quad (10)$$

$$n = 3$$

$$\begin{aligned} \pi_2 - (2 + K_1)\,\pi_1 &= -5{,}5\,\mathcal{K} \\ \pi_3 - (2 + K_1)\,\pi_2 + \pi_1 &= -40\;\mathcal{K} \\ -(1 + K_1)\,\pi_3 + \pi_2 &= -1{,}5\,\mathcal{K}\,; \end{aligned} \quad (11)$$

$$n = 4$$

$$\begin{aligned} \pi_2 - (2 + K_1)\,\pi_1 &= -9{,}5\,\mathcal{K} \\ \pi_3 - (2 + K_1)\,\pi_2 + \pi_1 &= -8{,}0\,\mathcal{K} \\ \pi_4 - (2 + K_1)\,\pi_3 + \pi_2 &= -5{,}5\,\mathcal{K} \\ -(1 + K_1)\,\pi_4 + \pi_3 &= -2{,}0\,\mathcal{K}\,; \end{aligned} \quad (12)$$

Tabela 2

a	μ_a			
	$n = 2$	$n = 3$	$n = 4$	$n = 5$
0,01	0,988	0,975	0,955	0,932
0,02	0,975	0,949	0,914	0,874
0,03	0,965	0,925	0,875	0,822
0,04	0,954	0,903	0,841	0,774
0,05	0,942	0,880	0,810	0,733
0,06	0,931	0,861	0,780	0,696
0,07	0,920	0,841	0,752	0,663
0,08	0,911	0,823	0,726	0,632
0,09	0,900	0,805	0,702	0,605
0,10	0,885	0,787	0,680	0,579
0,15	0,844	0,712	0,586	0,478
0,20	0,803	0,650	0,515	0,408
0,25	0,765	0,598	0,460	0,355
0,30	0,730	0,554	0,415	0,315
0,35	0,699	0,515	0,378	0,282
0,40	0,670	0,482	0,348	0,256
0,45	0,643	0,452	0,321	0,234
0,50	0,619	0,426	0,299	0,216
0,55	0,597	0,404	0,279	0,200
0,60	0,575	0,382	0,262	0,187
0,65	0,556	0,364	0,246	0,175
0,70	0,537	0,347	0,233	0,164
0,75	0,520	0,332	0,221	0,155
0,80	0,504	0,318	0,210	0,147
0,85	0,489	0,304	0,200	0,139
0,90	0,474	0,292	0,191	0,133
0,95	0,461	0,281	0,183	0,127
1,00	0,448	0,271	0,175	0,114
1,50	0,352	0,199	0,124	0,084
2,00	0,289	0,186	0,096	0,065
2,50	0,245	0,129	0,079	0,052
3,00	0,213	0,110	0,066	0,044
3,50	0,188	0,096	0,057	0,038
4,00	0,169	0,085	0,051	0,033
4,50	0,153	0,076	0,045	0,030
5,00	0,140	0,069	0,041	0,027
6,00	0,119	0,058	0,034	0,023
7,00	0,104	0,050	0,030	0,019
8,00	0,092	0,045	0,026	0,017
9,00	0,083	0,040	0,023	0,015
10	0,075	0,036	0,021	0,013
15	0,051	0,024	0,014	0,0091
20	0,039	0,018	0,010	0,0068
25	0,032	0,015	0,0085	0,0055
30	0,026	0,012	0,0070	0,0046
35	0,023	0,010	0,0060	0,0039
40	0,020	0,0092	0,0053	0,0034
45	0,018	0,0082	0,0047	0,0030
50	0,016	0,0074	0,0042	0,0027

$$n = 5$$

$$\begin{aligned} &\pi_2 - (2 + K_1)\,\pi_1 &&= -\,14{,}5\,\mathcal{H} \\ &\pi_3 - (2 + K_1)\,\pi_2 + \pi_1 &&= -\,13{,}0\,\mathcal{H} \\ &\pi_4 - (2 + K_1)\,\pi_3 + \pi_2 &&= -\,10{,}5\,\mathcal{H} \\ &\pi_5 - (2 + K_1)\,\pi_4 + \pi_3 &&= -\,7{,}0\,\mathcal{H} \\ &\quad - (1 + K_1)\,\pi_5 + \pi_4 &&= -\,2{,}5\,\mathcal{H}. \end{aligned} \tag{13}$$

Soluţia generală a sistemelor de ecuaţii (9)—(13) este

$$\pi_i = p_i\,\mathcal{H}.$$

Pentru valorile curente ale caracteristicii de rigiditate ,,K_1'' s-au rezolvat sistemele de ecuaţii (10),(11),(12) şi (13), construindu-se graficele prezentate în figurile 6, 7, 8 şi 9 din care, funcţie de ,,K_1'', se obţin valorile corespunzătoare pentru coeficienţii ,,p_i''.

Expresia forţei tăietoare T_{bi} în riglele orizontale este :

$$T_{bi} = \theta\,\mathcal{H}\,p_i \quad \text{sau} \quad T_{bi} = \frac{T_0}{C_1}\,\mathcal{H}\,p_i, \tag{14}$$

unde valoarea ,,C_1'', funcţie de ,,n'', se găseşte în tabela 3.

Tabela 3

n	2	3	4	5
C_1	3	6	10	15

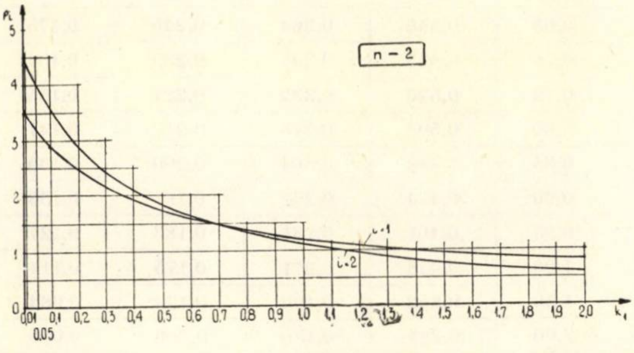
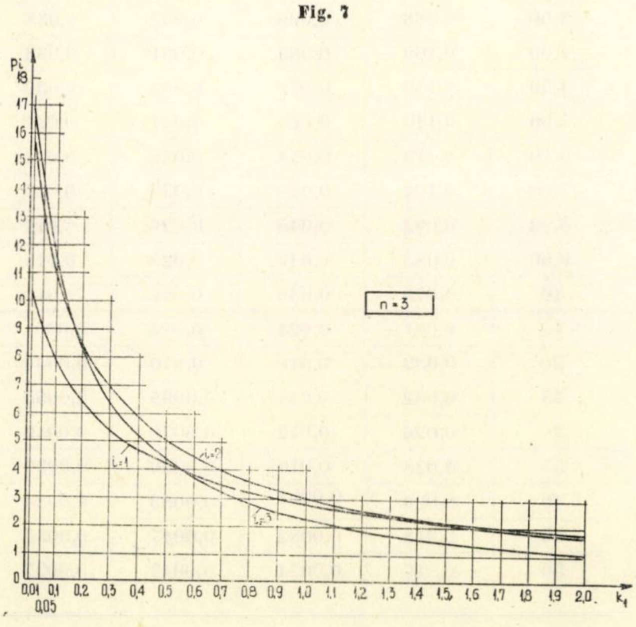


Fig. 6

Fig. 7



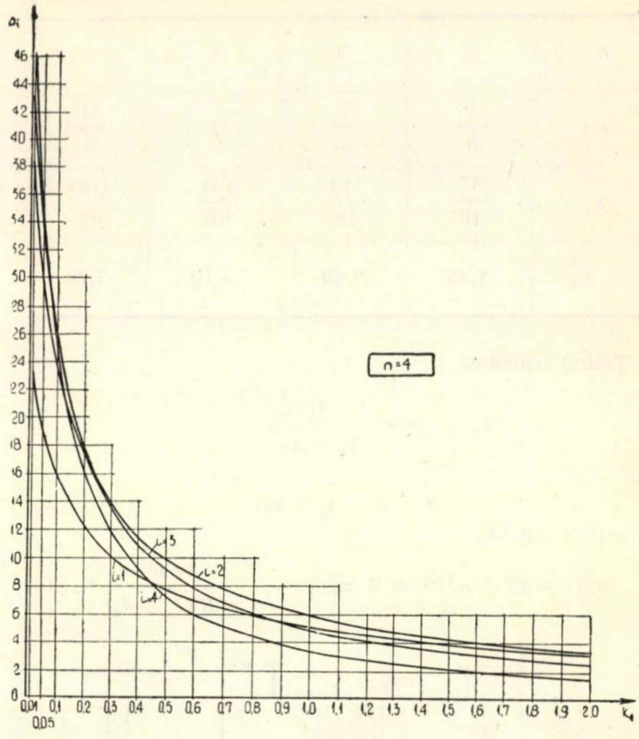


Fig. 8

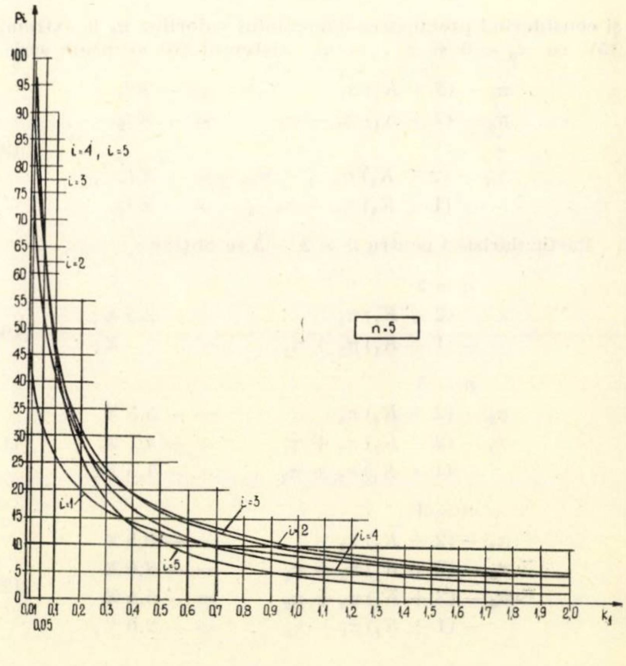
Deformaţia din încovoiere la vîrful diafragmei cu un şir de goluri se poate obţine calculînd deformaţia diafragmei cu riglele orizontale infinit flexibile — YHi (elementele verticale componente ale diafragmei nu sînt legate cu rigle orizontale), din care scade deformaţia datorită lunecărilor care apar în riglele orizontale — JHT_b

$$JHT_b = \beta_n \frac{T_0\,h^3}{E\,(I_1 + I_2)}. \tag{15}$$

Folosind teoria grinzilor conjugate (fig. 10) se obţine :

$$JHT_b = -\,\frac{\mathfrak{M}_n}{E(I_1 + I_2)} \tag{16}$$

Fig. 9



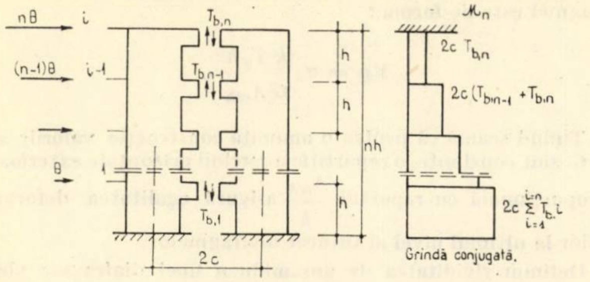


Fig. 10

unde :

$$\mathfrak{M}_n = h^2 c\, \theta\, \mathcal{K} F\, n\, (K_1). \tag{17}$$

Funcţia $F_n(K_1)$ este de forma :

$$F_n(K_1) = \lambda_n p_i(K_1) + \lambda_{n-1} p_{i-1}(K_1) + \ldots + \lambda_1 p_1(K_1).$$

Coeficienţii λ_n se găsesc pentru $n = 2 - 5$ în tabela 4.

Tabela 4

n	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5
2	3	4	0	0	0
3	5	8	9	0	0
4	7	12	15	16	0
5	9	16	21	24	25

Pentru determinarea momentului de inerţie echivalent se scrie egalitatea deformaţiei din încovoiere la vîrful diafragmei fictive cu deformaţia similară din încovoiere şi deformabilitatea riglelor orizontale ale diafragmei cu un şir de goluri corespunzătoare sistemului de sarcini orizontale din figura 1.

Ţinînd seamă de relaţiile (15), (16) şi (17) rezultă :

$$\beta_n \frac{T_0 h^3}{E I_{ech}} = \beta_n \frac{T_0 h^3}{E(I_1 + I_2)} - \frac{h^2 c\, \theta\, \mathcal{K} F_n(K_1)}{E(I_1 + I_2)}. \tag{18}$$

Înlocuind în (18)

$$\theta \mathcal{K} = \frac{T_0}{C_1} \frac{\omega^2 m h^3}{I}; \quad \omega^2 h^2 = K_1$$

$$cm = \frac{I - (I_1 + I_2)}{2}$$

şi notînd

$$\mu_i = \frac{I_{ech}}{I_1 + I_2} \quad \text{şi}$$

$$b = \frac{I}{I_1 + I_2} \tag{19}$$

se obţine din (18) expresia coeficientului de echivalenţă „μ_i"

$$\mu_i = \frac{1}{1 - \dfrac{K_1 F_n(K_1)}{2\, C_1 \beta_n} \times \dfrac{b - 1}{b}}. \tag{20}$$

În tabela 5 se găsesc pentru $n = 2 - 5$ valorile produsului $2C_1 \beta_n$.

Tabela 5

n	2	3	4	5
$2\, C_1\, \beta_n$	12,3	75,3	282,0	797,7

Rezultă :

$$I_{ech} = \mu_i (I_1 + I_2). \tag{21}$$

Deformaţia totală la vîrful diafragmei, luînd în consideraţie şi efectul lunecării, se poate scrie :

$$Y_H = \beta_n \frac{T_0 h^3}{E I_{ech}} + \alpha_n \frac{k\, T_0\, h}{G(A_1 + A_2)}. \tag{22}$$

Pentru determinarea secţiunii echivalente se scrie egalitatea deformaţiei din lunecarea la vîrful diafragmei fictive cu deformaţie similară din încovoiere, deformabilitatea riglelor orizontale şi lunecarea diafragmei cu un şir de goluri corespunzătoare sistemului de sarcini orizontale din figura 1.

$$\alpha_n \frac{k\, T_0\, h}{G A_{ech}} = \beta_n \frac{T_0 h^3}{E I_{ech}} + \alpha_n \frac{k\, T_0\, h}{G(A_1 + A_2)}. \tag{23}$$

Ţinînd seamă de (21) şi notînd :

$$\mu_a = \frac{A_{ech}}{A_1 + A_2}$$

$$a = \frac{h^2 (A_1 + A_2) G}{k (I_1 + I_2) E} \tag{24}$$

se obţine din (23) expresia coeficientului de echivalenţă „μ_a"

$$\mu_a = \frac{1}{\dfrac{\beta_n}{\alpha_n} \dfrac{a}{\mu_i} + 1}. \tag{25}$$

Valorile raportului $\dfrac{\beta_n}{\alpha_n}$ pentru $n = 2 - 5$ se găsesc în tabela 1.

În figurile 11, 12, 13 şi 14 sînt prezentate nomograme, respectiv pentru $n = 2, 3, 4, 5$, din aer care pentru valorile curente ale coeficienţilor „K_1", „b" şi „a" se obţin coeficienţii de echivalenţă „μ_i" şi „μ_a".

Pentru diafragmele cu un şir de goluri, rezultă :

$$A_{ech} = \mu_a (A_1 + A_2). \tag{26}$$

DIAFRAGME SIMETRICE CU DOUĂ ŞIRURI DE GOLURI

Calcule analoge cu cele făcute pentru diafragmele cu un şir de goluri conduc pentru diafragmele simetrice cu două şiruri de goluri la aceleaşi grafice pentru determinarea lunecărilor în riglele orizontale (fig. 6, 7, 8, 9) şi la aceleaşi nomograme (fig. 11, 12, 13, 14) pentru determinarea coeficienţilor „μ_i" şi „μ_a".

În acest caz pentru „K_1", „$\mathcal{K}$", „a", „b", I_{ech} şi A_{ech} corespund expresiile :

$$K_1 = \frac{h \left[\dfrac{1}{A_1} + \dfrac{2 (2c)^2}{2\, I_1 + I_2} \right]}{\gamma E} \tag{27}$$

$$\mathcal{K} = \frac{2\, c h^2}{\gamma E (2\, I_1 + I_2)} \tag{28}$$

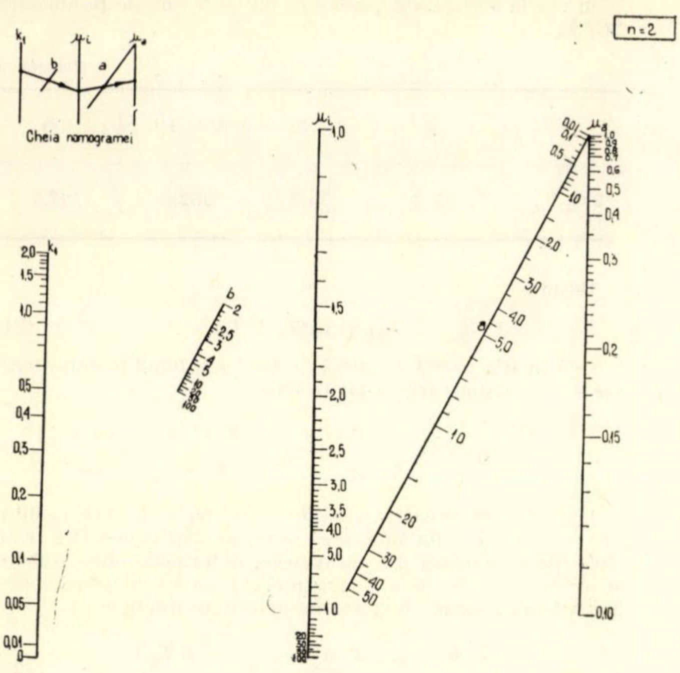


Fig. 11

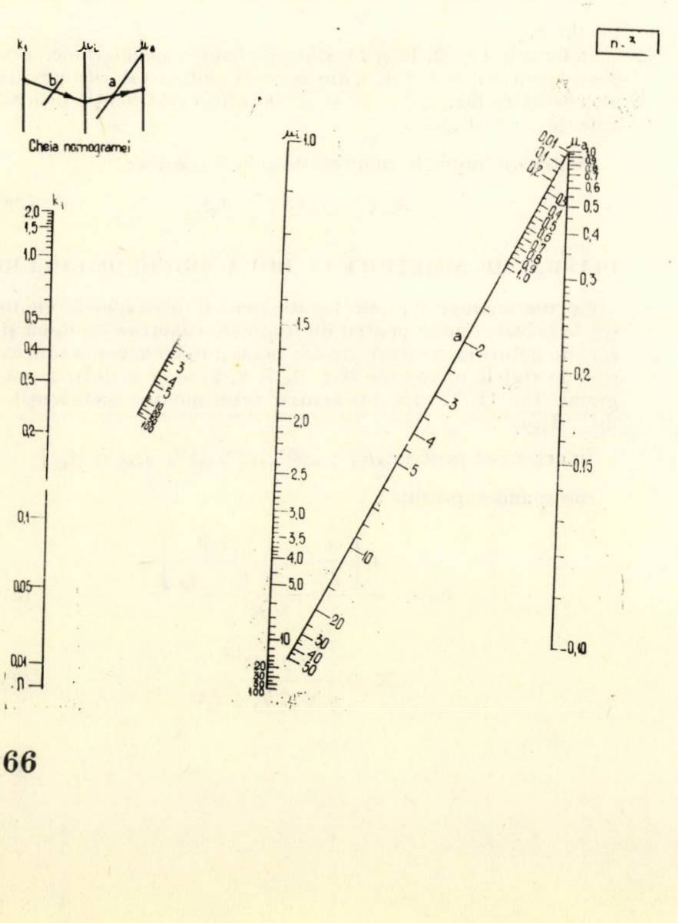
$$a = \frac{h^2 (2A_1 + A_2) G}{k (2I_1 + I_2) E} \tag{29}$$

$$b = \frac{I}{2I_1 + I_2} \tag{30}$$

$$I_{ech} = \mu_i (2\, I_1 + I_2) \tag{31}$$

$$A_{ech} = \mu_a (2A_1 + A_2). \tag{32}$$

Fig. 12



Din relaţiile (1) şi (23) rezultă că deformaţia la vîrful diafragmei este de forma :

$$Y_H = \alpha_n \frac{k\, T_0\, h}{G\, A_{ech}}.$$

Ţinînd seamă că pentru o anumită construcţie valorile α_n, h, G sînt constante, o repartiţie a sarcinii orizontale exterioare proporţională cu raportul $\frac{A_{ech}}{k}$ asigură egalitatea deformaţiilor la ultimul nivel al tuturor diafragmelor.

Definim rigiditatea de ansamblu a unei diafragme pline sau cu goluri prin raportul :

$$\rho = \frac{A_{ech}}{k}. \tag{33}$$

REPARTIŢIA SARCINII ORIZONTALE CARE REVINE UNEI DIAFRAGME CU GOLURI LA ELEMENTELE VERTICALE CARE O CONSTITUIE

În cele ce urmează se prezintă modul cum se poate face repartiţia între elementele verticale ale unei diafragme cu un şir de goluri căreia îi revine sarcină orizontală totală T_0.

— Se calculează secţiunea echivalentă pentru diafragma fără legături orizontale

$$a = \frac{h^2 (A_1 + A_2) G}{k (I_1 + I_2) E} \quad \text{(24') identic cu relaţia (24)}$$

$$A_{ech\,1,2} = \mu_{a\,1,2} (A_1 + A_2), \tag{34}$$

unde „$\mu_{a1,2}$" se găseşte în tabela 2 funcţie de „a".

— Partea de sarcină exterioară orizontală care revine elementelor verticale fără legături orizontale şi care conduce la o deformaţie la vîrf egală cu a diafragmei în ansamblu este :

$$T_{1,2} = \frac{T_0\, A_{ech\,1,2}}{A_{ech}}. \tag{35}$$

Această sarcină $T_{1,2}$ se distribuie proporţional cu rigidităţile celor două elemente verticale

$$T^1_{1,2} = \frac{\rho_1}{\rho_1 + \rho_2} T_{1,2}; \quad T^2_{1,2} = \frac{\rho_2}{\rho_1 + \rho_2} T_{1,2} \tag{36}$$

unde

$$\rho_1 = \frac{A_{ech\,1}}{k_1} \qquad \rho_2 = \frac{A_{ech\,2}}{k_2}. \tag{37}$$

— Partea de sarcină exterioară orizontală care conduce la o deformaţie la vîrful diafragmei egală cu aceea produsă de lunecările din riglele orizontale este

$$T_l = T_0 - T_{1,2}. \tag{38}$$

Această sarcină se poate repartiza celor două elemente verticale, scriind deformaţiile la vîrf, produse asupra fiecărui element vertical de lunecările din riglele orizontale

$$\left.\begin{aligned} \frac{l_1}{EI_1} f(T_{li}) &= \frac{k_1\, T_l^1}{GA_{ech_1}} \\ \frac{l_2}{EI_2} f(T_{bi}) &= \frac{k_2\, T_l^2}{GA_{ech_2}}. \end{aligned}\right\} \tag{39}$$

Făcînd raportul celor două expresii (39) se obţine

$$\frac{T_l^1}{T_l^2} = \frac{l_1\, I_2}{l_2\, I_1} \cdot \frac{A_{ech_1} k_1}{A_{ech_2} k_2}. \tag{40}$$

Ţinînd seamă că :

$$T_l = T_l^1 + T_l^2$$

rezultă

$$T_l^1 = \frac{l_1 I_2 A_{ech_1} k_2}{l_1 I_2 A_{ech_1} k_2 + l_2 I_1 A_{ech_2} k_1} T_l$$

$$T_l^2 = \frac{l_2 I_1 A_{ech_2} k_1}{l_1 I_2 A_{ech_1} k_2 + l_2 I_1 A_{ech_2} k_1} T_l \qquad (41)$$

deci :

$$T_0^1 = T_{1.2}^1 + T_l^1$$

$$T_0^2 = T_{1.2}^2 + T_l^2 . \qquad (42)$$

Cunoscînd sarcinile exterioare orizontale care revin fiecărui element vertical și lunecările în riglele orizontale se pot determina diagramele de momente încovoietoare și forțe tăietoare. Sarcinile axiale pe elementele verticale la fiecare nivel se micșorează sau se măresc după sensul de acțiune a sarcinii exterioare cu lunecarea din rigla orizontală de la nivelul respectiv.

Analog se poate face repartiția între elementele verticale și pentru diafragmele simetrice cu două șiruri de goluri.

CONSIDERAŢII ASUPRA CARACTERISTICII DE RIGIDITATE A RIGLELOR ORIZONTALE (γ) ŞI ASUPRA COEFICIENTULUI DE FORMĂ AL SECŢIUNII (k)

— Pentru diafragme din beton armat se poate considera [8]

$$\gamma_b = \frac{2 l_e^3}{3E' I_b} \eta_b , \qquad (43)$$

unde

$$l_e = l_0 + 0,35\, h b \qquad (44)$$

și

$$\eta_b = 1 + \frac{k I_b}{0,141\, A_b\, l_e^2} , \qquad (45)$$

în care

$$A_b = t h_b ,$$

I_l este momentul de inerție al riglei orizontale. Pentru secțiuni în formă de T se poate lua media momentului de inerție cu placă și fără placă, lățimea de placă fiind $\leqslant h_b + t$ (fig. 5).

Coeficientul de formă al secțiunii se poate lua pentru secțiun dreptunghiulare $k = 1,2$, iar pentru secțiuni în formă de T, $k = 1,0$.

— Pentru diafragme de zidărie, avînd riglele orizontale din beton armat monolit [9],

$$\gamma_z = \frac{2 l_0^3}{3E' I_b} \eta_z \qquad (46)$$

unde coeficientul η_z, funcție de coeficienții

$$\alpha = \frac{a'}{2 l_0} , \quad \beta = \frac{h_b}{2 l_0} \text{ (fig. 15) și } \lambda = \frac{E_z}{E'} , \qquad (47)$$

se poate lua din tabela 6 interpolînd liniar.

Momentul de inerție mediu al riglelor orizontale se poate lua $I_b \simeq 1,3 \dfrac{t h_b^3}{12}$.

Valorile $\lambda = 0,11$ și $\lambda = 0,20$ din tabela 6 corespund pentru diafragme din zidărie marca 75, mortar marca 25 și rigle orizontale din beton armat monolit B150, respectiv diafragme din zidărie marca 100, mortar marca 50 și rigle orizontale din beton armat monolit B150.

Deocamdată la noi în țară nu s-au făcut cercetări experimentale care să confirme valorile adoptate pentru coeficientul η_z.

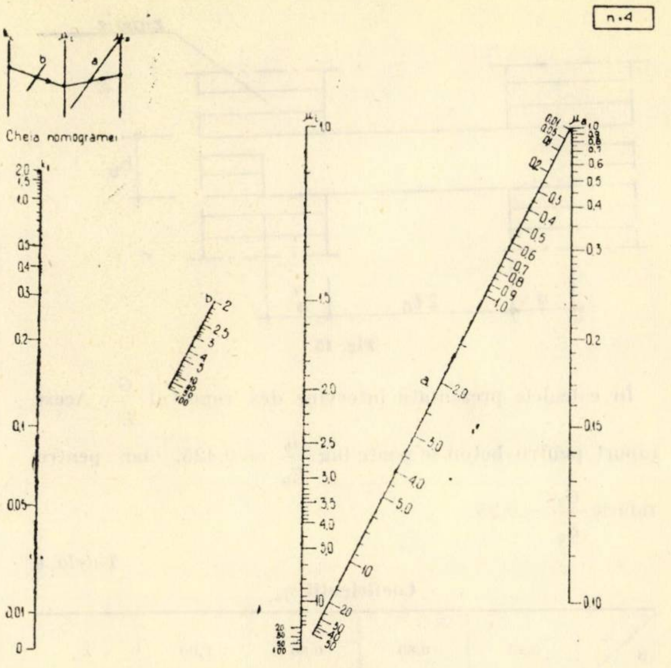


Fig. 13

Considerăm absolut necesară verificarea prin experimentări a coeficienților η_z care au fost deduși acceptînd unele ipoteze simplificatoare pentru cedarea zidăriei în zona de încastrare a riglelor orizontale.

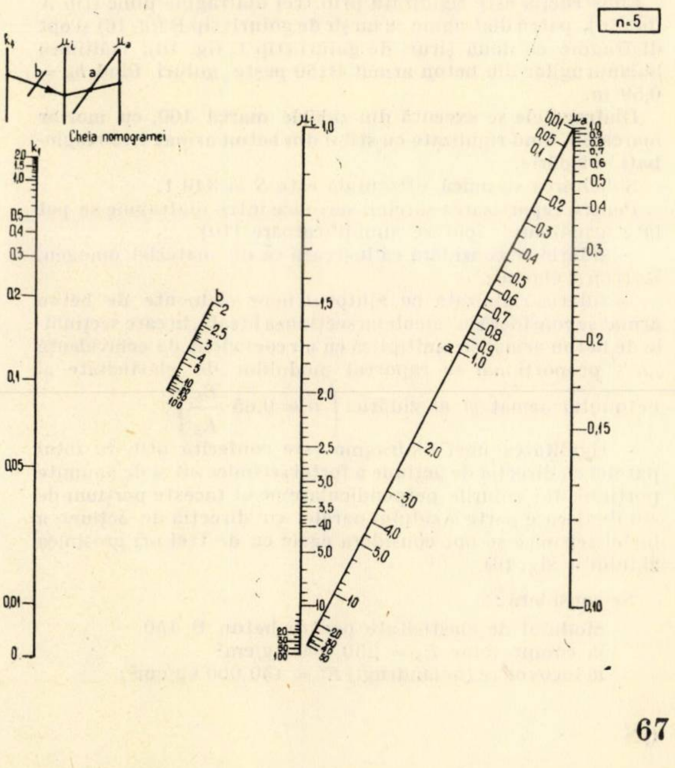
Valorile exacte ale coeficientului de formă al secțiunii diafragmelor (k) se pot lua pentru secțiuni sub formă de I și T din lucrarea [4].

Se pot considera cu suficientă exactitate :

$k = 1$ pentru secțiuni sub formă de I
$k = 1,1$ pentru secțiuni sub formă de T
$k = 1,2$ pentru secțiuni dreptunghiulare

in care caz se consideră în calculul coeficienților „a" și al secțiunilor echivalente A_{ech}, secțiunea inimii elementelor (A_{in}).

Fig. 14



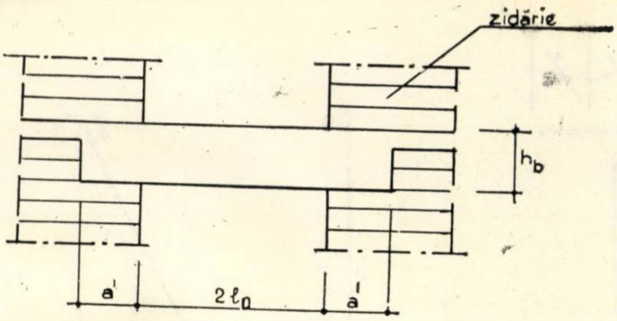


Fig. 15

În calculele prezentate intervine des raportul $\frac{G}{E}$. Acest raport pentru beton se poate lua $\frac{G_b}{E_b} = 0{,}425$, iar pentru zidărie $\frac{G_z}{E_z} = 0{,}25$.

Tabela 6

Coeficienții η_z

β \ α	0,40	0,60	0,80	1,00	λ
0,3	10	6	5	4	0,11
	6	4	3,5	3	0,20
0,5	33	23	18	16	0,11
	19	13	11	10	0,20
0,7	76	54	43	37	0,11
	43	31	25	22	0,20
0,9	125	101	82	72	0,11
	78	57	47	41	0,20

Exemplu de calcul

Se calculează solicitările seismice în elementele unei construcții, situate în zonă de seismicitate de gradul 8, avînd cinci niveluri, înălțimea unui nivel fiind $h = 2{,}75$ m.

Construcția este rigidizată prin trei diafragme pline (tip A fig. 16), patru diafragme cu un șir de goluri (tip B fig. 16) și opt diafragme cu două șiruri de goluri (tip C fig. 16), înălțimea buiandrugilor din beton armat B150 peste goluri fiind $h_b = 0{,}59$ m.

Diafragmele se execută din zidărie marca 100, cu mortar marca 50, fiind rigidizate cu stîlpi din beton armat B150 înglobați în zidărie.

Solicitarea seismică orizontală este $S = 340$ t.

Pentru repartizarea sarcinii seismice între diafragme se pot face următoarele ipoteze simplificatoare [10]:

— zidăria se consideră că lucrează ca un material omogen, izotrop și elastic;

— zidăria rigidizată cu ajutorul unor elemente de beton armat se consideră în calcule cu secțiunea ideală, în care secțiunile de beton armat se multiplică cu un coeficient de echivalență „n", proporțional cu raportul modulilor de elasticitate ai betonului armat și ai zidăriei $\left(n = 0{,}65 \frac{E_b}{E_z}\right)$;

— rigiditatea unei diafragme este conferită atît de zidul paralel cu direcția de acțiune a forței seismice cît și de anumite porțiuni din zidurile perpendiculare pe el (aceste porțiuni de zid de fiecare parte a zidului paralel cu direcția de acțiune a forței seismice se pot considera egale cu de trei ori grosimea zidului — fig. 16).

Se consideră:

— modulul de elasticitate pentru beton B 150
la compresiune $E_b = 230\,000$ kg/cm²
la încovoiere (buiandrugi) $E' = 150\,000$ kg/cm²;

— modulul de elasticitate al zidăriei 100/50
$E_z = 30\,000$ kg/cm²;

— pentru zidărie 100/50 și beton B 150 coeficientul de echivalență $n = 0{,}65 \frac{230\,000}{30\,000} \simeq 5$;

— modulul de elasticitate transversal al zidăriei
$G_z = 0{,}25\,E_z$;

— coeficientul de formă al secțiunii $k = 1$.

Pentru diafragma tip A se obține:

$$A = 5{,}00 \text{ m}^2$$
$$A_{in} = 2{,}84 \text{ m}^2$$
$$I = 86{,}01 \text{ m}^2$$

$$a = \frac{h^2 A_{in} G_z}{I E_z} = \frac{2{,}75^2 \times 2{,}84}{86{,}01} \times 0{,}25 = 0{,}0625 \text{ (relația 2).}$$

În tabela 2 se găsește

$$\mu_a = 0{,}688$$

și deci:

$$A_{ech} = \mu_a A_{in} = 0{,}688 \times 2{,}84 = 1{,}96 \text{ m}^2 \qquad \text{(relația 4).}$$

Pentru diafragma tip B se obține:

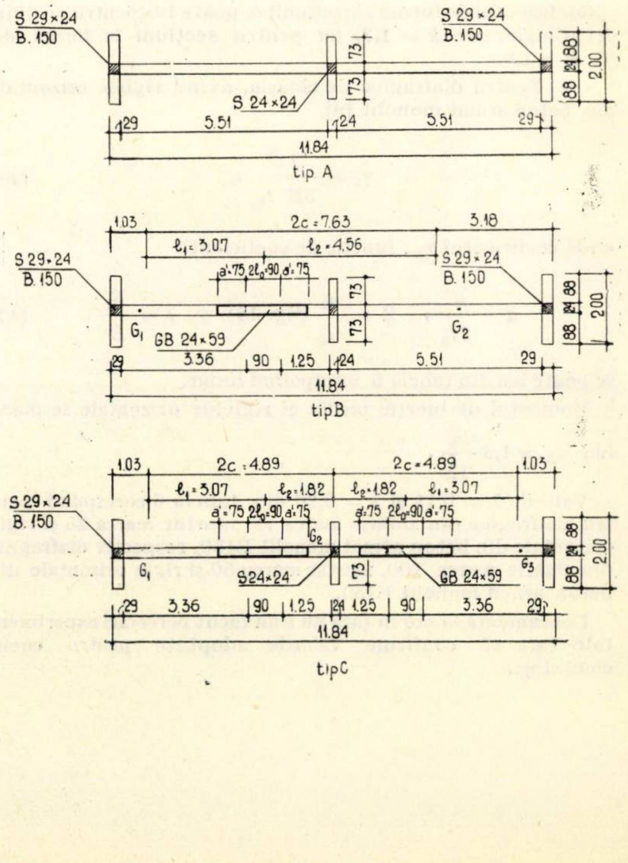
$$A_1 = 1{,}67 \text{ m}^2$$
$$A_{in1} = 0{,}88 \text{ m}^2$$
$$A_2 = 3{,}12 \text{ m}^2$$
$$A_{in2} = 1{,}75 \text{ m}^2$$
$$I_1 = 2{,}37 \text{ m}^4$$
$$I_2 = 19{,}76 \text{ m}^4$$
$$I = 85{,}43 \text{ m}^4$$

$$\lambda = \frac{E_z}{E'} = \frac{30\,000}{150\,000} = 0{,}2$$

$$\alpha = \frac{a'}{2l_0} = \frac{0{,}75}{0{,}90} = 0{,}83 \qquad \text{(relația 47)}$$

$$\beta = \frac{h_b}{2l_0} = \frac{0{,}58}{0{,}90} = 0{,}66.$$

Fig. 16



tip A

tip B

tip C

Din tabela 6 se scoate

$$\eta_z = 21{,}7$$

$$I_b \simeq 1{,}3\,\frac{th_b^3}{12} = 1{,}3\,\frac{0{,}24 \times 0{,}59^3}{12} = 0{,}555 \times 10^{-2}\,\text{m}^4$$

$$\gamma_z = \frac{2 \times 0{,}45^3}{3 \times 15 \times 10^5 \times 0{,}555 \times 10^{-2}}\,21{,}7 = 0{,}158 \times 10^{-3}\,\text{m}$$
(relaţia 46)

$$K_1 = \frac{2{,}75\left(\dfrac{1}{1{,}67} + \dfrac{1}{3{,}12} + \dfrac{(7{,}63)^2}{2{,}37 + 19{,}76}\right)}{0{,}158 \times 10^{-3} \times 3 \times 10^5} = 0{,}206$$
(relaţia 7)

$$b = \frac{85{,}43}{2{,}37 + 19{,}76} = 3{,}86$$ (relaţia 19)

$$a = \frac{h^2\,(A_{in1} + A_{in2})\,G_z}{(I_1 + I_2)\,E_z} = \frac{2{,}75^2\,(0{,}88 + 1{,}75)}{2{,}37 + 19{,}76} \times$$
$$\times\, 0{,}25 = 0{,}224.$$ (relaţia 24)

În nomograma din figura 14 se găseşte pentru

$$K_1 = 0{,}206, \quad b = 3{,}86 \quad \text{şi } a = 0{,}224$$

$$\mu_a = 0{,}56.$$

Rezultă :

$$A_{ech} = \mu_a\,(A_{in1} + A_{in2}) = 0{,}56\,(0{,}88 + 1{,}75) = 1{,}47\ \text{m}^2$$
(relaţia 26).

Pentru diafragma tip C se obţine :

$A_1 = 1{,}67$ m^2
$A_{in1} = 0{,}88$ m^2
$A_2 = 1{,}24$ m^2
$A_{in2} = 0{,}66$ m^2
$I_1 = 2{,}37$ m^4
$I_2 = 0{,}41$ m^4
$I = 85{,}05$ m^4.
$\gamma_z = 0{,}158 \times 10^{-3}$ m (identic ca la diafragma tip B)

$$K_1 = \frac{2{,}75\left(\dfrac{1}{1{,}67} + \dfrac{2 \times 4{,}89^2}{2 \times 2{,}37 + 0{,}41}\right)}{0{,}158 \times 10^{-3} \times 3 \times 10^5} = 0{,}574$$
(relaţia 27)

$$b = \frac{85{,}05}{2 \times 2{,}37 + 0{,}41} = 16{,}5$$ (relaţia 30)

$$a = \frac{h^2\,(2A_{in1} + A_{in2})\,G_z}{(2I_1 + I_2)\,E_z} = \frac{2{,}75^2\,(2 \times 0{,}88 + 0{,}66)}{2 \times 2{,}37 + 0{,}41} \times$$
$$\times\, 0{,}25 = 0{,}888.$$ (relaţia 29)

În nomograma din figura 14 se găseşte pentru

$$K_1 = 0{,}574, \quad b = 16{,}5 \quad \text{şi } a = 0{,}888$$

$$\mu_a = 0{,}43.$$

Rezultă :

$$A_{ech} = \mu_a\,(2A_{in1} + A_{in2}) = 0{,}43\,(2 \times 0{,}88 + 0{,}66) = 1{,}04\ \text{m}^2.$$ (relaţia 32)

Distribuţia sarcinii seismice între diafragme

$\rho = A_{ech}$ (relaţia 33)
$\rho_A = 1{,}96$ (3 bucăţi)
$\rho_B = 1{,}47$ (4 bucăţi)
$\rho_C = 1{,}04$ (8 bucăţi)

$$\Sigma\rho_{A,\,B,\,C} = 3\,\rho_A + 4\,\rho_B + 8\,\rho_C = 20{,}08$$

$$T_{OA} = \frac{\rho_A}{\Sigma\rho_{A,\,B,\,C}}\,S = \frac{1{,}96}{20{,}08} \times 340 = 33{,}2\ \text{t}$$

$$T_{OB} = \frac{\rho_B}{\Sigma\rho_{A,\,B,\,C}}\,S = \frac{1{,}47}{20{,}08} \times 340 = 24{,}8\ \text{t}$$

$$T_{OC} = \frac{\rho_C}{\Sigma\rho_{A,\,B,\,C}}\,S = \frac{1{,}04}{20{,}08} \times 340 = 17{,}6\ \text{t}.$$

Repartiţia sarcinii seismice între elementele verticale ale diafragmelor cu goluri

diafragma tip B

$$a = 0{,}224.$$ (relaţia 24′)

În tabela 2 se găseşte

$$\mu_{a1,2} = 0{,}383$$

şi

$$A_{ech\,1,2} = 0{,}383\,(0{,}88 + 1{,}75) = 1{,}01\ \text{m}^2,$$ (relaţia 26)

deci

$$T_{1,2} = \frac{24{,}8 \times 1{,}01}{1{,}47} = 17{,}0\ \text{t}.$$ (relaţia 35)

Pentru elementul vertical 1 se obţine

$$k_1 = 1{,}1$$

$$a_1 = \frac{h^2 A_{in1}\,G_z}{k_1\,I_1\,E_z} = \frac{2{,}75^2 \times 0{,}88}{1{,}1 \times 2{,}37} \times 0{,}25 = 0{,}638.$$
(relaţia 2)

Din tabela 2 rezultă

$$\mu_{a1} = 0{,}178$$

$$A_{ech1} = \mu_{a1}\,A_{in1} = 0{,}178 \times 0{,}88 = = 0{,}157\ \text{m}^2;$$
(relaţia 4)

$$\rho_1 = \frac{A_{ech1}}{k_1} = 0{,}143.$$ (relaţia 33)

Pentru elementul vertical 2 se obţine

$$k_2 = 1{,}0$$

$$a_2 = \frac{2{,}75^2 \times 1{,}75}{19{,}76} \times 0{,}25 = 0{,}167.$$ (relaţia 2)

Din tabela 2 rezultă

$$\mu_{a2} = 0{,}454$$

$$A_{ech2} = 0{,}454 \times 1{,}75 = 0{,}795\ \text{m}^2$$ (relaţia 4)

$$\rho_2 = A_{ech2} = 0{,}795.$$

Obţinem :

$$T_{1,2}^1 = \frac{0{,}143}{0{,}143 + 0{,}795}\,17{,}0 = 2{,}59\ \text{t};$$

(relaţia 36)

$$T_{1,2}^2 = \frac{0{,}795}{0{,}143 + 0{,}795} \times 17{,}0 = 14{,}41\ \text{t}$$

$$T_l = T_{0B} - T_{1,2} = 24{,}8 - 17{,}0 = 7{,}8.$$

(relaţia 38)

Repartiţia sarcinii orizontale T_l între elementele verticale se face după cum urmează

$$l_1\,I_2\,A_{ech1}\,k_2 = 8{,}13$$
$$l_2\,I_1\,A_{ech2}\,k_1 = 9{,}45$$

$$T_l^1 = \frac{8{,}13}{8{,}13 + 9{,}45} \times 7{,}8 = 3{,}60\ \text{t}$$

(relaţia 41)

$$T_l^2 = \frac{9{,}45}{8{,}13 + 9{,}45} \times 7{,}8 = 4{,}20\ \text{t}.$$

Se obţin:

$$T_0^1 = 2{,}59 + 3{,}60 = 6{,}19$$

(relaţia 42)

$$T_0^2 = 14{,}41 + 4{,}20 = 18{,}61.$$

Stabilirea lunecărilor în riglele orizontale

$$\mathcal{K} = \frac{7{,}63 \times 2{,}75^2}{0{,}158 \times 10^{-3} \times 3 \times 10^5 (2{,}37 + 19{,}76)} = 0{,}055 \quad \text{(relaţia 8)}$$

$$T_{bi} = \frac{T_{oB}}{15}\,\mathcal{K} p_i. \quad \text{(relaţia 14)}$$

În graficele din figura 9 pentru $K_1 = 0{,}206$ se găsesc valorile $p_1 = 19{,}5$; $p_2 = 28{,}5$; $p_3 = 31{,}0$; $p_4 = 29{,}0$; $p_5 = 26{,}0$

$$\frac{T_{oB}}{15} \times \mathcal{K} = \frac{24{,}8}{15} \times 0{,}055 = 0{,}091$$

$$T_{b1} = 0{,}091 \times 19{,}5 = 1{,}78 \text{ t}$$

$$T_{b2} = 0{,}091 \times 28{,}5 = 2{,}70 \text{ t}$$

$$T_{b3} = 0{,}091 \times 31{,}0 = 2{,}82 \text{ t}$$

$$T_{b4} = 0{,}091 \times 29{,}0 = 2{,}64 \text{ t}$$

$$T_{b5} = 0{,}091 \times 26{,}0 = 2{,}37 \text{ t.}$$

Diafragma tip C

$$a = 0{,}888 \quad \text{(relaţia 29)}$$

$$\mu_{a1.2} = 0{,}134 \text{ (din tabela 2)}$$

$$A_{ech\,1.2} = \mu_{a1.2}(2A_{in1} + A_{in2}) = 0{,}134\,(2 \times 0{,}88 + 0{,}66) = 0{,}324 \text{ m}^2, \quad \text{(relaţia 32)}$$

rezultă

$$T_{1.2} = \frac{17{,}6 \times 0{,}324}{1{,}04} = 5{,}48 \text{ t.} \quad \text{(relaţia 35)}$$

Pentru elementele verticale 1 şi 2 se obţine la fel ca la diafragma tip B

$$\rho_1 = 0{,}143 \text{ şi } \rho_2 = 0{,}029,$$

rezultă

$$T_{1,2}^1 = \frac{\rho_1}{2\rho_1 + \rho_2}\,T_{1.2} = \frac{0{,}143}{2 \times 0{,}143 + 0{,}029}\,5{,}48 = 2{,}48 \text{ t}$$

$$T_{1,2}^2 = \frac{\rho_2}{2\rho_1 + \rho_2}\,T_{1.2} = \frac{0{,}029}{2 \times 0{,}143 + 0{,}029} \times 5{,}48 = 0{,}52 \text{ t}$$

$$T_l = T_{0C} - T_{1.2} = 17{,}6 - 5{,}48 = 12{,}12 \text{ t.}$$

(relaţia 38)

Tabela 7

Diafragma	i	Element vertical 1					Element vertical 2				
		S_i^1	T_i^1	M_{si}^1	M_{bi}^1	M_i^1	S_i^2	T_i^2	M_{si}^2	M_{bi}^2	M_i^2
		t	t	tm	tm	tm	t	t	tm	tm	tm
Tip B	5	2,06	2,06	0	− 7,27	− 7,27	6,21	6,21	0	−10,80	−10,80
	4	1,65	3,71	5,66	−7,27	− 1,61	4,96	11,17	17,10	−10,80	6,30
					−15,40	− 9,74				−23,80	− 6,70
	3	1,24	4,95	16,06	−15,40	0,66	3,72	14,89	47,80	−23,80	24,00
					−24,00	− 7,94				−35,70	12,10
	2	0,82	5,77	29,67	−24,00	5,67	2,48	17,37	88,70	−35,70	53,00
					−32,40	− 2,73				−48,00	40,70
	1	0,42	6,19	45,52	−32,40	13,12	1,24	18,61	136,50	−48,00	88,50
					−37,80	7,72				−56,20	80,30
	0			62,52	−37,80	24,72			187,70	−56,20	131,60
Tip C	5	2,02	2,02	0	− 5,03	− 5,03	1,83	1,83	0	− 5,96	− 5,96
	4	1,62	3,64	5,56	− 5,03	0,53	1,46	3,29	5,03	− 5,96	− 0,93
					−11,55	− 5,99				−13,70	− 8,67
	3	1,21	4,85	15,56	−11,55	4,01	1,09	4,38	14,08	−13,70	0,38
					−19,60	− 4,04				−23,20	− 9,12
	2	0,81	5,66	28,87	−19,60	9,27	0,73	5,11	26,13	−23,20	2,93
					−27,70	1,17				−32,90	− 6,77
	1	0,40	6,06	44,42	−27,70	16,72	0,37	5,48	40,18	−32,90	7,28
					−34,00	10,00				−40,30	− 0,12
	0			61,07	−34,00	27,07			55,28	−40,30	14,98

Repartiţia sarcinii orizontale T_l între elementele verticale se face după cum urmează:

$$l_1\, I_2\, A_{ech1}\, k_2 = 0{,}198$$
$$l_2\, I_1\, A_{ech2}\, k_1 = 0{,}137$$

$$T_l^1 = \frac{l_1\, I_2\, A_{ech1}\, k_2}{2l_1\, I_2\, A_{ech1}\, k_2 + 2l_2\, I_1\, A_{ech2}\, k_1}\; T_l =$$
$$= \frac{0{,}198}{2 \times 0{,}198 + 2 \times 0{,}137} \times 12{,}12 = 3{,}58 \text{ t}$$

$$T_l^2 = \frac{2l_2\, I_1\, A_{ech2}\, k_1}{2l_1\, I_2\, A_{ech1}\, k_2 + 2l_2\, I_1\, A_{ech2}\, k_1}\; T_l =$$
$$= \frac{2 \times 0{,}137}{2 \times 0{,}198 + 2 \times 0{,}137} \times 12{,}12 = 4{,}96 \text{ t}.$$

Se obţin

$$T_0^1 = 2{,}48 + 3{,}58 = 6{,}06 \text{ t}$$
$$T_0^2 = 0{,}52 + 4{,}96 = 5{,}48 \text{ t}. \qquad \text{(relaţia 42)}$$

Stabilirea lunecărilor în riglele orizontale

$$\mathcal{K} = \frac{4{,}89 \times 2{,}75^2}{0{,}158 \times 10^{-3} \times 3 \times 10^5\, (2 \times 2{,}37 + 0{,}41)} = 0{,}151$$

(relaţia 28)

$$K_1 = 0{,}574$$
$$T_{bi} = \frac{T_0\, C}{15}\, \mathcal{K} p_i.$$

La fel ca la diafragma tip B se obţin

$$T_{b1} = 2{,}04 \text{ t};\; T_{b2} = 2{,}67 \text{ t};\; T_{t3} = 2{,}61 \text{ t};$$
$$T_{b4} = 2{,}12 \text{ t};\; T_{b5} = 1{,}64 \text{ t}.$$

Cunoscînd sarcinile orizontale în fiecare element vertical şi lunecările în riglele orizontale se pot construi diagramele de forţe tăietoare şi momente încovoietoare.

Sarcinile orizontale T_0^1 şi T_0^2 (fig. 1) se distribuie pe înălţimea construcţiei proporţional cu coeficienţii $\frac{n}{C_1}$ (în cazul particular ales $n = 1, 2, 3, 4, 5$, iar $C_1 = 15$).

În tabela 7 s-au dedus eforturile (forţe tăietoare şi momente încovoietoare) la fiecare nivel în elementul vertical 1 şi 2 pentru diafragmele tip B şi C.

Pentru elementul vertical 1

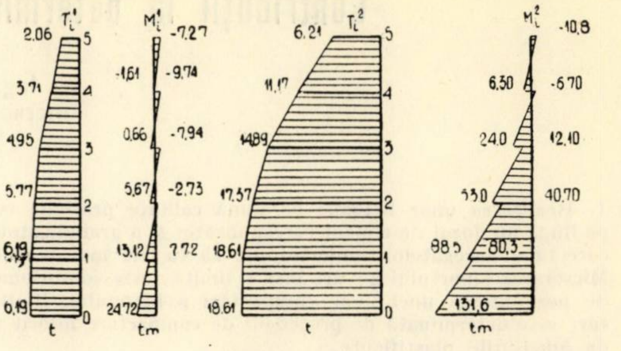
diafragme tip B şi tip C

$$M_{bi}^1 = l_1 \sum_{i}^{i=5} T_{bi}$$
$$M_i^1 = M_{Si}^1 - M_{bi}^1.$$

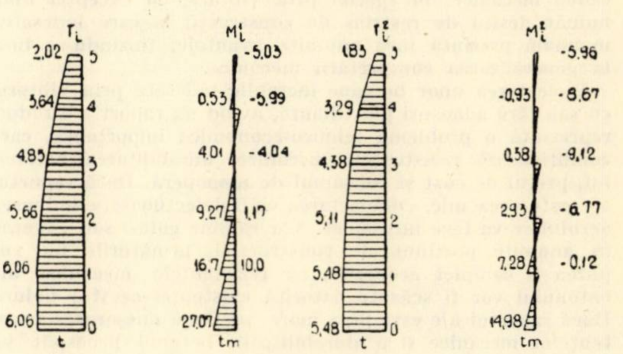
Pentru elementul vertical 2

diafragma tip B $\qquad$ diafragma tip C

$$M_{bi}^2 = l_2 \sum_{i}^{i=5} T_{bi} \qquad M_{bi}^2 = 2l_2 \sum_{i}^{i=5} T_{bi}$$
$$M_i^2 = M_{Si}^2 - M_{bi}^2 \qquad M_i^2 = M_{Si}^2 - M_{bi}^2.$$



Diafragme tip B



Diafragme tip C

Fig. 17

În relaţiile de mai sus M_{Si}^1 şi M_{Si}^2 sînt momentele la nivelul „i" în elementul vertical 1 datorită forţelor S_i^1 respectiv în elementul vertical 2 datorită forţelor S_i^2.

În figura 17 sînt construite diagramele de forţe tăietoare şi momente încovoietoare pentru elementele verticale 1 şi 2 ale diafragmelor tip B şi tip C.

Bibliografie

[1] Albigès M., Goulet J.: *Contreventement des bâtiments.* Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, 1960, nr. 149, pag. 473–500.

[2] Mîrşu O., Vuc L.: *Metodă de calcul al diafragmelor la acţiuni seismice.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, 1963, nr. 6, pag. 296–300.

[3] Magnus D.: *Pierced shear-walls – I.* Concrete and Constructional Engineering, 1965, nr. 3, pag. 89–98.

[4] Keintzel E.: *Determinarea aproximativă a forţelor seismice la construcţii înalte cu diafragme.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, 1965, nr. 6, pag. 303–309.

[5] Lerner E.: *Abaque pour la détermination de l'inertie des refends avec des ouvertures de moyennes dimensions.* Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, 1966, nr. 10, pag. 1141–1144.

[6] * * * : *Pierced shear-walls.* Concrete and Constructional Engineering 1966, nr. 11, pag. 425–426 (Observaţii făcute de Lerner E. la [3])

[7] Coul A., Choudhury J. R.: *Stresses and deflections in coupled shear-walls.* Journal of the American Concrete Institut, 1967, nr. 2, pag. 65–72.

[8] * * * : *Metode simplificate de calcul al structurilor cu conlucrare spaţială la sarcini orizontale* (studiu IPCT nr. 4203/II)

[9] * * * : *Metode de calcul simplificat pentru structurile de zidărie portantă la acţiunea sarcinilor orizontale* (studiu IPCT nr. 4295).

[10] * * * : *Instrucţiuni tehnice pentru proiectarea clădirilor civile cu structura de zidărie în zone seismice* (studiu IPCT nr. 4215/I).

Contribuţii la determinarea lucrabilităţii betonului

Ing. D. Vasiliu
INCERC — filiala Timişoara

1. Realizarea unor betoane de bună calitate pretinde ca, pe lîngă un dozaj de ciment corespunzător şi o granulozitate corectă a agregatelor, raportul a/c să fie cît mai scăzut. Micşorarea raportului a/c are însă o limită : este condiţionat de posibilitatea unei bune compactări a betonului, limită care este determinată de procedeul de compactare folosit şi de adaosurile plastifiante.

Compactarea betonului se face actualmente prin procedee mecanice, în special prin vibrare, cu excepţia unui număr destul de restrîns de construcţii la care îndesarea manuală prezintă încă anumite avantaje, tinzîndu-se însă la generalizarea compactării mecanice.

Executarea unor betoane lucrabile îndesate prin vibrare, cu sau fără adaosuri plastifiante, avînd un raport a/c redus, reprezintă o problemă tehnico-economică importantă, care condiţionează rezistenţele mecanice, durabilitatea betonului, preţul de cost şi consumul de manoperă. Dacă raportul a/c este prea mic, compactarea va fi defectuoasă, eliminarea aerului se va face incomplet. Vor rămîne goluri sau caverne în anumite porţiuni ale construcţiei, armăturile nu vor putea fi complet acoperite, iar rezistenţele mecanice ale betonului vor fi scăzute datorită existenţei acestor goluri. Dacă raportul a/c este prea mare, pe lîngă micşorarea rezistenţelor mecanice şi a durabilităţii, betonul proaspăt va prezenta tendinţe de segregare şi separare a apei.

Realizarea unor betoane, avînd raportul a/c optim sub aspectul lucrabilităţii, îndesate prin vibrare, cu sau fără adaosuri plastifiante, pretinde ca determinarea acestei mărimi — lucrabilitatea betonului — să poată fi făcută exact, printr-un procedeu simplu, rapid şi reproductibil, iar rezultatele să poată fi exprimate numeric.

Determinarea lucrabilităţii betonului, în condiţiile de mai sus, reprezintă o condiţie esenţială pentru studiul acţiunii aditivilor plastifianţi asupra betonului proaspăt. Ea permite stabilirea exactă a reducerii raportului a/c faţă de betonul fără aditivi plastifianţi în condiţiile păstrării aceleiaşi lucrabilităţi.

2. Prin lucrabilitate se înţelege însuşirea betonului de a se compacta atunci cînd se acţionează asupra sa cu o anumită energie aplicată într-un anumit mod şi menţinerea omogenităţii structurii sale pînă în momentul întăririi. Un beton va fi cu atît mai lucrabil, cu cît va necesita un consum mai mic de energie pentru a ajunge la o anumită compactitate sau, punînd invers problema, dacă mai multe betoane sînt îndesate în acelaşi mod, betonul care va rezulta cel mai compact, deci care va avea cel mai mic volum de goluri (pori, interspaţii goale etc.), va fi cel mai lucrabil.

Compactitatea (C) rezultă din compararea densităţii reale (γ_b) a betonului cu cea teoretică (γ_t)

$$C = \frac{\gamma_b}{\gamma_t} \qquad (1)$$

$$\gamma_t = \frac{P + N + C + A}{\frac{P}{\gamma_s^P} + \frac{N}{\gamma_s^N} + \frac{C}{\gamma_s^C} + A} \qquad (2)$$

unde :

P este pietriş (în kg)
N — nisip (în kg)
C — ciment (în kg)
A — apă (în litri)
γ_s^P — greutatea specifică (densitatea) a pietrişului (în kg/m^3)
γ_s^N — greutatea specifică (densitatea) a nisipului (în kg/m^3)
γ_s^C — greutatea specifică (densitatea) a cimentului (în kg/m^3).

Definiţia lucrabilităţii betonului cuprinde două condiţii :

— condiţia realizării compactităţii maxime cu un anumit consum de energie, aplicată betonului în anumite condiţii date ;

— condiţia menţinerii omogenităţii structurii betonului pînă în momentul întăririi.

Realizarea primei condiţii este obligatorie pentru ca un beton să fie considerat lucrabil. Dacă se consideră aceleaşi condiţii de compactare (condiţii standard — ceea ce în cazul betoanelor vibrate înseamnă aceeaşi frecvenţă şi amplitudine, acelaşi timp de vibrare şi procedeu de vibrare — pervibrator, masă vibrantă etc.), măsurarea lucrabilităţii betonului sau studiul variaţiei acestei mărimi în funcţie de un anumit parametru se poate face direct, prin măsurarea compactităţii betonului.

Cea de a doua condiţie se referă la tendinţele de segregare şi de separare a apei, fenomene care apar la betoanele de consistenţă plastică sau fluidă.

Această condiţie devine eliminatorie, betonul respectiv fiind considerat ca nelucrabil, numai în cazurile cînd segregarea apare la punerea în operă sau cînd împiedică procesul tehnologic de transport sau turnare (blocarea jghiaburilor cu agregate mari sau înfundarea tuburilor la betonul, transportat prin pompare). La betoanele de consistenţă vîrtoasă, îndesate prin vibrare, aceste fenomene nu apar, iar cea de a doua condiţie poate fi considerată ce fiind satisfăcută.

Lucrabilitatea betoanelor de consistenţă vîrtoasă, îndesate prin vibrare, poate fi deci determinată numai din condiţia de compactitate, în condiţiile unei compactări standard. Se va arăta, în cele ce urmează, că din această condiţie se poate determina lucrabilitatea oricărui beton îndesat prin vibrare, indiferent de consistenţa sa.

3. Determinarea lucrabilităţii betonului prin intermediul compactităţii permite ca aceasta să fie considerată ca o însuşire de sine stătătoare la definirea şi determinarea căreia se pot folosi noţiuni şi procedee ce-i sînt proprii, fără a mai face apel la noţiunea de consistenţă a betonului şi la metodele de determinare a acesteia.

Noţiunile de consistenţă şi lucrabilitate sînt frecvent menţionate împreună. Aceasta conduce de multe ori la ideea greşită că factorii care influenţează consistenţa unui beton au aceeaşi influenţă şi asupra lucrabilităţii [4].

După STAS 5715—57 ,,Consistenţa unui beton este proprietatea acestuia, atunci cînd se află în stare proaspătă, de a opune o rezistenţă mai mare sau mai mică la deformaţii plastice sau vîrtoase. Consistenţa depinde de frecarea internă a materialelor componente.'' Consistenţa defineşte mărimea frecării interne, a mobilităţii sau plasticităţii betonului proaspăt şi este independentă de modul în care se efectuează punerea în operă a betonului respectiv. După mărimea consistenţei, betoanele se împart în : vîrtoase, slab-plastice, plastice sau fluide.

Între anumite limite, factorii care influenţează în sens favorabil (micşorează) consistenţa, cum sînt : creşterea factorului a/c şi adaosurile plastifiante, măresc şi lucrabilitatea, dar numai pînă la un anumit punct. În raport cu a/c, legătura dintre consistenţă şi lucrabilitate nu este liniară, aşa că procedeele de determinare a consistenţei ([1], [2], [3], [6]) pot numai să compare raportul a/c cu o valoare arbitrar aleasă, dar nu permit stabilirea raportului a/c, la care lucrabilitatea betonului este optimă, fapt care prezintă un interes deosebit.

4. Principalii factori care influenţează lucrabilitatea betonului, considerînd dozajul de ciment constant, sînt : granulozitatea agregatelor şi raportul a/c. Influenţa aditivilor plastifianţi asupra lucrabilităţii betonului este aceeaşi ca şi a variaţiei raportului a/c.

Compoziţia granulometrică poate modifica lucrabilitatea betonului prin variaţia conţinutului de nisip şi a granulozităţii acestuia. Dacă se reprezintă variaţia compac-

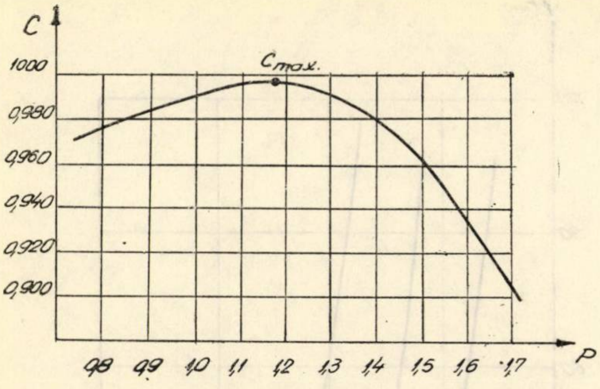


Fig. 1. Variaţia compactităţii C în funcţie de granulozitatea agregatelor. $P = \frac{\text{pietriş}}{\text{mortar}}$; mortar = nisip + ciment + apă

tităţii (deci a lucrabilităţii) unui beton îndesat în condiţii egale, cu acelaşi dozaj de ciment, la care variaţia granulozităţii se exprimă prin raportul:

$$P = \frac{\text{pietriş}}{\text{mortar}} \quad \text{(exprimate în greutate),}$$

unde prin mortar se înţelege:

$$\text{mortar} = \text{nisip} + \text{ciment} + \text{apă}$$

se obţine curba indicată în figura 1.

Curba reprezintă variaţia compactităţii unui beton alcătuit din pietriş 7/30 mm, nisip 0/7 mm, avînd dozajul de 280 kg/m^3 ciment, însă alura curbei este generală, valabilă pentru orice beton [9].

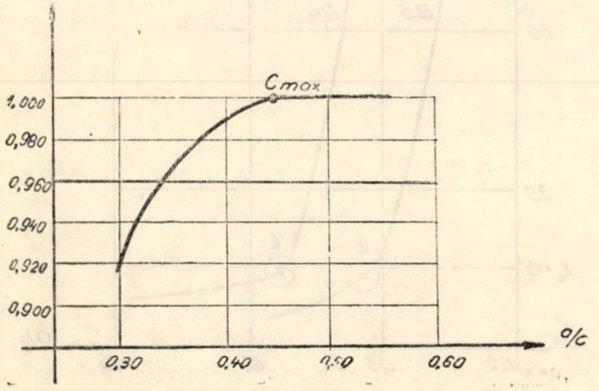
Se observă din figura 1 că lucrabilitatea betonului creşte o dată cu creşterea raportului P, deci cu scăderea cantitativă a nisipului, deoarece suprafaţa specifică a agregatelor se micşorează, iar mortarul devine din ce în ce mai concentrat în pastă de ciment, ceea ce asigură granulelor o mobilitate sporită. Curba prezintă un maximum, după care lucrabilitatea scade rapid. Ramura descendentă indică situaţia în care mortarul devine insuficient pentru umplerea golurilor din pietriş, apărînd astfel frecări mari între granule [8].

În funcţie de variaţia lucrabilităţii unui beton faţă de raportul P, considerînd dozajul de ciment constant, se poate stabili granulozitatea agregatelor şi deci compoziţia betonului care să prezinte o lucrabilitate optimă [9].

Variaţia lucrabilităţii betonului în funcţie de raportul a/c este reprezentată în figura 2. O dată cu creşterea raportului a/c creşte şi lucrabilitatea, pînă la atingerea punctului de compactitate maximă C_{max}, după care curba prezintă un palier orizontal, paralel cu axa absciselor (a raportului a/c).

Ramura ascendentă a curbei situată în stînga punctului lui C_{max} arată că datorită frecării interne mari, îndesarea betonului se face incomplet, iar compactitatea sa, deci lucrabilitatea, este necorespunzătoare.

Fig. 2. Variaţia compactităţii C în funcţie de raportul a/c



Curba din figura 2 reprezintă legătura dintre cele două condiţii ce definesc lucrabilitatea betonului, condiţia compactităţii maxime şi condiţia păstrării omogenităţii amestecului pînă în momentul întăririi.

S-a arătat că la betoanele de consistenţă vîrtoasă, îndesate prin vibrare, nu apar tendinţele de segregare şi de separare a apei şi că acestea apar la betoanele de consistenţă plastică sau fluidă. Pînă la atingerea punctului C_{max} cea de a doua condiţie este implicit satisfăcută, iar lucrabilitatea betonului este dictată de îndeplinirea primei condiţii, a compactităţii maxime.

La valori ale raportului a/c, situate în dreapta punctului C_{max}, prima condiţie este totdeauna satisfăcută. Palierul orizontal nu trebuie însă privit ca un domeniu în care lucrabilitatea betonului este indiferentă, deoarece de la punctul C_{max} pot apărea tendinţele de segregare şi de separare a apei, aşa că acum lucrabilitatea este dictată de îndeplinirea celei de a doua condiţii, care impune o valoare a raportului a/c situată cît mai aproape de C_{max}, preferînd bineînţeles chiar punctul C_{max}. De altfel alegerea unei valori a raportului a/c mai mari decît cea indicată de C_{max} nu este indicată nici din punct de vedere al rezistenţelor mecanice ale betonului care se vor micşora cu creşterea raportului a/c.

5. Determinarea lucrabilităţii betonului prin măsurarea compactităţii, folosind relaţiile (1) şi (2), nu poate fi însă aplicată ca determinare curentă, deoarece procedeul este foarte laborios, necesitînd în prealabil determinarea unor mărimi ca γ_s^P; γ_s^N; γ_s^C şi repetarea de mai multe ori a determinării pentru obţinerea valorii C_{max}.

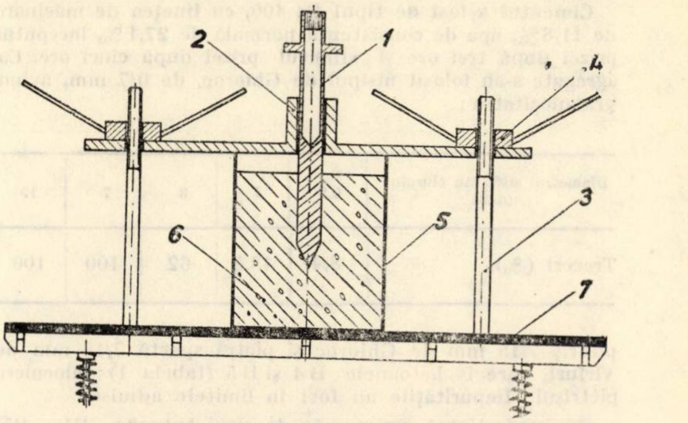


Fig. 3. Schema dispozitivului de determinare a timpului de penetrare (t).
1. penetrometru; 2. bridă de fixare cu ghidaj; 3. piesă de fixare; 4. şurub de strîngere; 5. vas cilindric; 6. beton; 7. masă vibrantă

Deoarece în practică este nevoie de un procedeu simplu, rapid şi reproductibil, iar rezultatele determinării să poată fi exprimate numeric, s-a căutat să se găsească o analogie între lucrabilitatea stabilită prin intermediul compactităţii şi o mărime rezultată dintr-o determinare experimentală, efectuată printr-un procedeu mecanic.

Procedeul mecanic cu care s-a încercat această analogie a folosit un dispozitiv propus de K. Komlos [5] care a fost însă modificat de mai multe ori, ajungîndu-se în final la dispozitivul indicat în figura 3.

Modificările efectuate, care au constat în:

— modificarea formei, dimensiunilor şi greutăţii tijei;
— modificarea formei şi volumului vasului;
— modificarea fazelor de lucru;

au fost făcute pentru a se putea obţine curbe de variaţie a timpului de penetrare care în funcţie de raportul a/c să prezinte un punct de frîntură bine evidenţiat. Modificările au mai avut ca scop mărirea domeniului în care măsurătorile pot fi făcute cu o precizie suficientă, simplificarea manipulărilor necesare şi reducerea timpului de lucru.

Mărimea care poate fi determinată cu dispozitivul indicat în figura 3 este timpul (t) necesar pătrunderii în beton a unei tije cilindrice (penetrometru). Operaţia se desfăşoară în timpul vibrării betonului pe masa vibrantă.

Dispozitivul se compune dintr-un vas cilindric cu diametrul de 18 cm şi înălţimea de 20 cm, care se fixează pe masa vibrantă cu o bridă prevăzută la mijloc cu un ghidaj, prin care se introduce penetrometrul. Acesta este alcătuit dintr-o tijă cilindrică cu diametrul de 30 mm, lungimea de 312 mm, avînd la un capăt un vîrf conic, iar la celălalt o şaibă fixată solidar cu tija. Penetrometrul este găurit pe o lungime de 160 mm la un diametru de 25 mm, iar golul astupat cu un dop de cauciuc. Greutatea sa este de 1,300 kg.

Operaţia de determinare a timpului de penetrare se desfăşoară astfel :

— se umple vasul cu o cantitate de 10 kg beton;

— se fixează vasul pe masa vibrantă;

— se porneşte masa vibrantă, se vibrează betonul timp de 1 minut după care, fără a opri masa vibrantă, se introduce penetrometrul prin ghidajul cilindric, se aşază cu vîrful conic în beton şi se lasă să pătrundă liber, măsurîndu-se timpul de penetrare în secunde.

Operaţia se consideră terminată atunci cînd şaiba loveşte ghidajul cilindric făcînd un zgomot caracteristic, asemănător unei sonerii, care se poate distinge clar de zgomotul mesei vibrante.

Pentru vibrare s-a folosit o masă vibrantă, care are frecvenţa 3 000 ± 200 vibraţii/minut şi amplitudinea de 0,35 ± 0,20 mm.

6. La stabilirea curbei de variaţie a timpului de penetrare (t), faţă de raportul a/c, au fost efectuate mai multe serii de determinări asupra unor betoane cu diferite dozaje de ciment, compoziţii granulometrice cu şi fără adaosuri de substanţe plastifiante.

Cimentul a fost de tipul Pz 400, cu fineţea de măcinare de 11,8%, apa de consistenţă normală de 27,1%, începutul prizei după trei ore şi sfîrşitul prizei după cinci ore. Ca agregate s-au folosit nisipul de Ghioroc, de 0/7 mm, avînd granulozitatea :

Diametrul sitei sau ciurului (mm)	0,2	1	3	7	15
Treceri (%)	8,4	43,5	62	100	100

pietriş 7/15 mm de Ghioroc şi piatră spartă 7/15 mm de Vîrfuri, care la betoanele B 4 şi B 5 (tabela 1) înlocuiesc pietrişul. Impurităţile au fost în limitele admise.

S-a confecţionat un număr de cinci betoane, B1...B5, a căror compoziţie este indicată în tabela 1.

Tabela 1

Componenţii betonului (kg)	B1	B2	B3	B4	B5
Pietriş 7/15 mm	1250	1250	1250	—	—
Piatră spartă 7/15mm	—	—	—	1150	1150
Nisip 0/7 mm	780	670	590	750	670
Ciment Pz 400	280	350	420	350	420
Raport a/c	variabil				

Se arată în figura 4 variaţia timpului de penetrare (t) pentru betoanele B1, B2, B3, confecţionate cu nisip şi pietriş, iar în figura 5 pentru betoanele B4 şi B5 confecţionate cu nisip şi piatră spartă.

Influenţa substanţelor plastifiante se poate urmări în figura 6, unde este reprezentată variaţia timpului de penetrare (t) la betonul B2, fără aditivi plastifianţi (linie plină) şi cu aditivi plastifianţi (linie întreruptă).

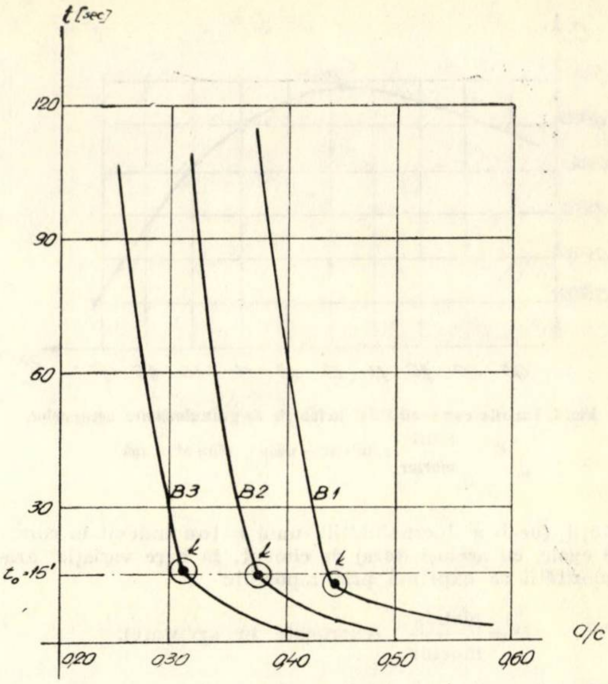


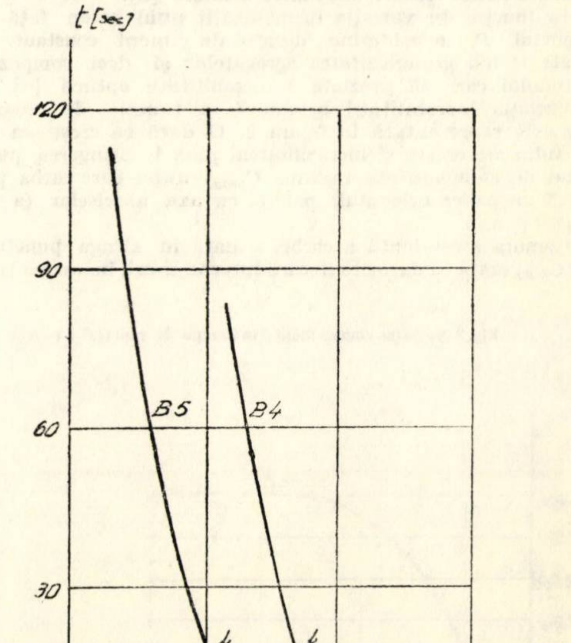
Fig. 4. Variaţia timpului de penetrare (t) în funcţie de raportul a/c la betoanele B1, B2, B3

Din studiul curbelor de variaţie a timpului de penetrare (t), faţă de raportul a/c, rezultă următoarele :

— curba (t) are două ramuri : una ,,verticală'' și alta ,,orizontală'';

— punctul (k), de intersecţie a celor două ramuri, care apare mai evident la betoane cu dozaje obişnuite de ciment (280 kg/m³), dar suficient de clar și la betoane cu dozaje mari (420 kg/m³), se găsește pe aceeași ordonată, în jurul valorii $t = t_0 = 15$ s, indiferent de dozajul de ciment, granulozitate sau adaosuri plastifiante;

Fig. 5. Variaţia timpului de penetrare (t) în funcţie de raportul a/c la betoanele B4, B5.



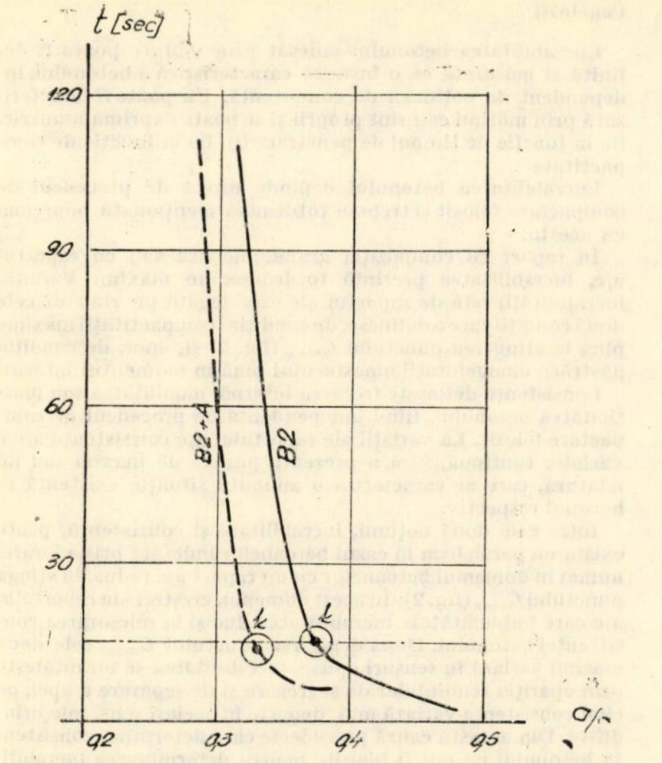
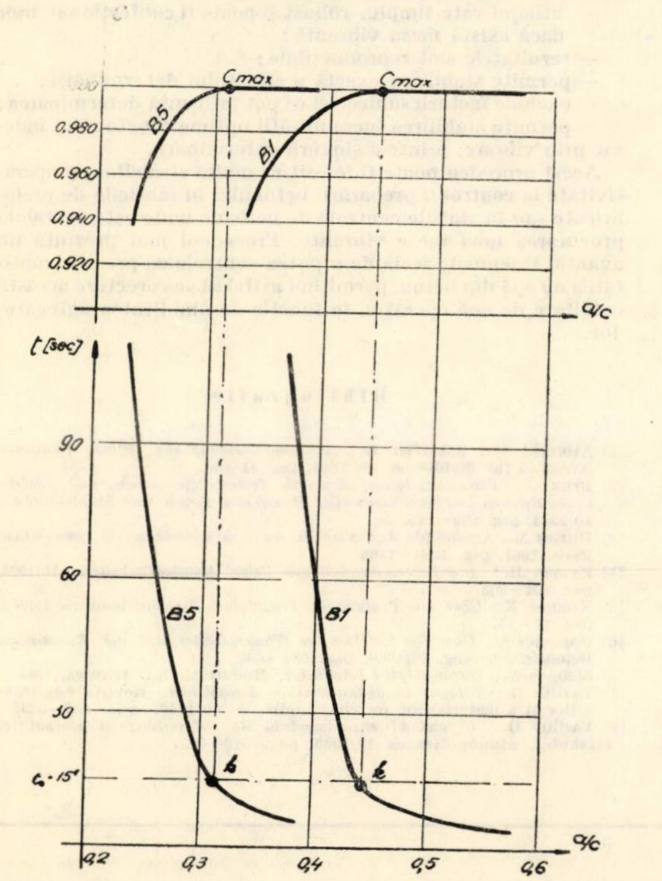


Fig. 6. Variaţia timpului de penetrare (t) în funcţie de raportul a/c la betonul B2 fără aditiv plastifiant (linie plină) şi la betonul B2 + A cu aditiv plastifiant (linie întreruptă)

Fig. 7. Comparaţie între variaţia compactităţii C şi a timpului de penetrare t la betoanele B1 şi B5



– unghiul format de ramura verticală cu axa absciselor, raportul a/c, variază între 78° şi 81°, fiind puţin influenţat de dozajul de ciment, granulozitate sau adaosuri plastifiante.

7. Pentru a studia legătura dintre timpul de penetrare (t) şi lucrabilitatea măsurată prin intermediul compactităţii, cele două determinări au fost efectuate de fiecare dată în paralel, la aceleaşi valori ale raportului a/c. Toate probele au fost vibrate egal pe masa vibrantă.

Compararea variaţiei timpului de penetrare (t) cu cea a lucrabilităţii poate fi urmărită în figura 7 pentru betoanele B1 (cu nisip şi pietriş) şi B5 (cu nisip şi piatră spartă), iar în figura 8 pentru betonul B2 fără adaos plastifiant (linie plină) şi cu adaos plastifiant (linie punctată).

Se observă că punctele C_{max} şi k au ca abscisă aceeaşi valoare a raportului a/c. Între alura curbelor C şi t există un paralelism, în sensul că ramura ,,verticală'' corespunde betoanelor cu lucrabilitate redusă, care creşte rapid cu creşterea raportului a/c pînă la atingerea punctului de maxim (k). Ramura ,,orizontală'' prezintă o scădere lentă. Prin comparaţie cu curba C, aceasta trebuie considerată ca un domeniu în care lucrabilitatea se micşorează prin apariţia tendinţelor de segregare şi de separare a apei care apar după depăşirea punctului (k).

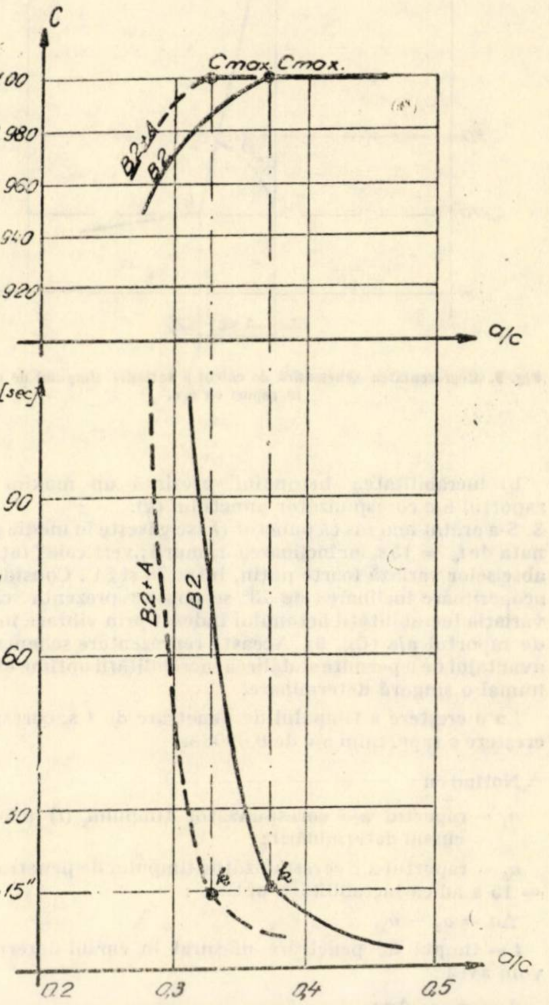


Fig. 8. Comparaţie între variaţia compactităţii C şi a timpului de penetrare t la betonul B2 fără aditiv plastifiant (linie plină) şi cu aditiv plastifiant (linie întreruptă)

Concordanţa bună a rezultatelor experimentale, între punctul C_{max} al compactităţii maxime a betonului şi punctul (k) de frîntură a curbei timpului de penetrare (fig. 7 şi 8), permite să se afirme că :

a) timpul de penetrare (t) determinat în condiţiile indicate la punctul 5 măsoară lucrabilitatea betonului îndesat prin vibrare ;

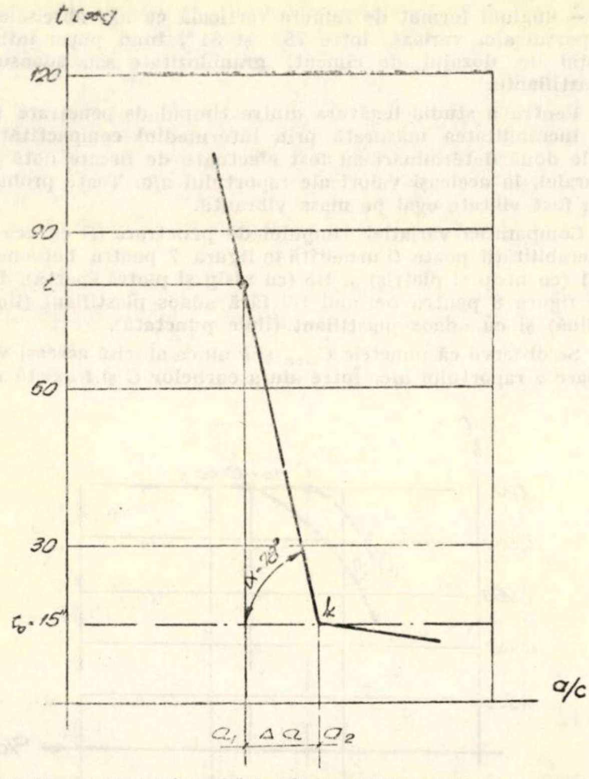


Fig. 9. Reprezentarea schematică de calcul a variației timpului de penetrare t în raport cu a/c.

b) lucrabilitatea betonului prezintă un maxim pentru raportul a/c corespunzător punctului (k).

8. S-a arătat mai sus că punctul (k) se găsește în medie pe ordonata de $t_0 = 15$ s, iar înclinarea ramurii „verticale" față de axa absciselor variază foarte puțin, între 78° și 81°. Considerînd ca acoperitoare înclinarea de 78° se poate reprezenta schematic variația lucrabilității betonului îndesat prin vibrare în funcție de raportul a/c (fig. 9). Această reprezentare schematică are avantajul de a permite stabilirea lucrabilității optime efectuînd numai o singură determinare.

La o creștere a timpului de penetrare de 1 s, corespunde o creștere a raportului a/c de 0,00083.

Notînd cu:

a_1 — raportul a/c corespunzător timpului (t) măsurat în cursul determinării;

a_2 — raportul a/c corespunzător timpului de penetrare $t_0 =$ = 15 s adică lucrabilității optime;

$\Delta a = a_2 - a_1$,

t — timpul de penetrare măsurat în cursul determinării; vom avea:

$$a_2 = a_1 + \Delta a;$$

$$\Delta a = 0{,}00083\,(t - t_0);$$

$$a_2 = a_1 + 0{,}00083\,(t - t_0).$$

Exemplu de calcul:

La determinarea lucrabilității unui beton îndesat prin vibrare, avînd raportul a/c: $a_1 = 0{,}43$ se măsoară timpul de penetrare $t = 44$ s. Betonul va avea lucrabilitatea optimă pentru raportul a/c: $a_2 = 0{,}43 + 0{,}00083\ (44 - 15) = 0{,}454$.

Procedeul este bineînțeles valabil pentru $t > t_0$. Dacă betonul are $t < t_0$ este necesar ca determinarea să fie repetată pentru $t > t_0$.

Concluzii

Lucrabilitatea betonului îndesat prin vibrare poate fi definită și măsurată ca o însușire caracteristică a betonului, independent de noțiunea de consistență. Ea poate fi caracterizată prin mărimi ce-i sînt proprii și se poate exprima numeric, fie în funcție de timpul de penetrare (t), fie în funcție de compactitate.

Lucrabilitatea betonului depinde direct de procedeul de compactare folosit și trebuie totdeauna menționată împreună cu acesta.

În raport cu compoziția granulometrică sau cu raportul a/c, lucrabilitatea prezintă totdeauna un maxim. Variația lucrabilității față de raportul a/c este legată pe rînd de cele două condiții care o definesc, de condiția compactității maxime pînă la atingerea punctului C_{max} (fig. 2) și, apoi, de condiția păstrării omogenității amestecului pînă în momentul întăririi

Consistența definește frecarea internă, mobilitatea sau plasticitatea betonului, fiind independentă de procedeul de compactare folosit. La variații ale raportului a/c consistența are o variație continuă, fără a prezenta puncte de maxim sau de frîntură, care ar caracteriza o anumită situație existentă în betonul respectiv.

Intre cele două noțiuni, lucrabilitate și consistență, poate exista un paralelism în cazul betoanelor îndesate prin vibrare, numai în domeniul betoanelor cu un raport a/c redus, în stînga punctului C_{max} (fig. 2). În acest domeniu, creșteri ale raportului a/c care îmbunătățesc lucrabilitatea duc și la micșorarea consistenței betonului. După depășirea punctului C_{max} cele două mărimi variază în sensuri opuse, lucrabilitatea se înrăutățește prin apariția tendințelor de segregare și de separare a apei, pe cînd consistența variază mai departe în același sens, micșorîndu-se. Din această cauză procedeele care determină consistența betonului nu pot fi folosite pentru determinarea lucrabilității, deoarece nu pot determina punctul de lucrabilitate optimă, singura valoare care prezintă interes din punct de vedere al lucrabilității.

Procedeul de determinare a lucrabilității, prin măsurarea timpului de penetrare, prezintă următoarele avantaje:

— este foarte rapid; comparat cu procedeele clasice de determinare a consistenței, cum sînt procedeele Powers sau Vebe, pentru o determinare a timpului de penetrare este necesar numai 30% din timpul afectat acestora;

— utilajul este simplu, robust și poate fi confecționat ușor dacă există masa vibrantă;

— rezultatele sînt reproductibile;

— permite stabilirea exactă a sfîrșitului determinării;

— exclude factorii subiectivi ce pot influența determinarea;

— permite stabilirea lucrabilității optime a betonului îndesat prin vibrare, printr-o singură determinare.

Acest procedeu poate fi folosit cu multă eficacitate și operativitate la controlul preparării betonului în fabricile de prefabricate sau în stațiile centrale de betoane unde este rentabilă procurarea unei mese vibrante. Procedeul mai prezintă un avantaj însemnat, acela de a putea controla cu precizie cantitatea de apă din beton, permițînd astfel să se corecteze această cantitate de apă operativ, în funcție de umiditatea agregatelor.

Bibliografie

[1] Albrecht W., Schäffler H.: *Konsistenzmessung von Beton*, Deutscher Ausschus für Stahlbeton 158/1964. pag 41—60.
[2] Brux G: *Viskositätseigenschaften von Zementsuspensionen und — mörtel sowie Betonen und dazu verwendete Mässgeräte*. Beton und Stahlbetonbau, 10/1963, pag. 239—245.
[3] Duriez M., Arrambide J.: *Nouveau traité de materiaux de construction*. Paris, 1961, pag. 1084—1108.
[4] Eyman H.: *Die Verarbeitbarkeit von Beton*. Baustoffindustrie, 10/1963, pag. 302—303.
[5] Komlos K: *Über die Prüfung des Frischbetons*. Baustoffindustrie 1/1963, pag. 11—15.
[6] Popovics S: *Über den Einfluss des Wassergehaltes auf die Konssistenz*. Betonstein-Zeitung, 12/1966, pag. 684—690.
[7] Steopoe A.: *Durabilitatea betoanelor*, București, Ed. tehnică, 1965
[8] Vasiliu D.: *Betoane cu granulometrie discontinuă*. Revista construcțiilor și a materialelor de construcții. 9—10/1966, pag. 519—523.
[9] Vasiliu D.: *O metodă experimentală de determinare a compoziției betonului*. Standardizarea 10/1966, pag. 519—525.

Distanțieri pentru armături de beton

Ing. I. Popa
Întreprinderea construcții-montaj București – M.C.I.C.R.

Distanțierii pentru armături, denumiți și purici distanțieri, se folosesc la montarea barelor sau a plaselor de oțel-beton; ei au rolul de a asigura poziția armăturilor la o anumită distanță față de cofraj, respectîndu-se în acest sens grosimea stratului de acoperire cu beton a armăturilor, indicată în normativele în vigoare și în proiectele de execuție.

Necesitatea de a se realiza grosimea straturilor minime de acoperire cu beton a armăturilor, indicată în normativul de executare a elementelor de beton armat monolit sau a elementelor prefabricate de beton armat, este condiționată în toate cazurile de rezistența statică a elementelor de beton armat sau în unele cazuri de alte condiții speciale ca de exemplu:

— protecția elementelor de beton armat în medii corosive;

— protecția elementelor de beton armat contra incendiilor;

— executarea finisajelor prin realizarea unor suprafețe de beton aparent (deci netencuite).

Grosimile minime de acoperire cu beton a armăturilor trebuie să fie realizate în funcție de aceste condiții, fiind indicate prin proiectele de execuție, conform prevederilor normativelor în vigoare sau altor instrucțiuni etc.

Prin normativul C.S.C.A.S, privitor la „Calculul construcțiilor la stările limită", se prevede:

1) Grosimea minimă a stratului de acoperire din beton pentru armăturile de rezistență după cum urmează:

— pentru plăci și pereți cu grosimea pînă la 10 cm inclusiv 1,0 cm

— pentru plăci și pereți cu grosimea mai mare de 10 cm și pentru grinzi cu înălțimea pînă la 25 cm 1,5 cm

— pentru grinzi cu înălțimea de 25 cm sau mai mare precum și pentru stîlpi cînd armătura de rezistență are diametrul $d \leqslant 20$ mm 2,0 cm

— pentru grinzi (cu $h \geqslant 25$ cm) și stîlpi cînd armătura de rezistență are diametrul cuprins astfel $20 < d \geqslant 32$ mm 2,5 cm

— pentru grinzi (cu $h \geqslant 25$ cm) și stîlpi cînd armătura de rezistență are $d > 32$ mm 3,0 cm

— pentru grinzi și stîlpi cu armăturile din profiluri în laminate 5,0 cm

— pentru grinzi de fundații și fundații prefabricate 3,0 cm

— pentru armătura inferioară a fundațiilor monolite cînd există un strat de egalizare 3,5 cm

— pentru armătura inferioară a fundațiilor cînd nu există un strat de egalizare 7,0 cm

2) Grosimea stratului de acoperire a etrierilor și a barelor transversale din carcasele sudate 1,5 cm

— pentru armăturile de repartiție din plăci cu carcase sudate 1,0 cm

3) Grosimea stratului de acoperire a elementelor tip prefabricate executate în fabrici, cu beton de marcă cel puțin 250, poate fi micșorată cu 0,5 cm față de valorile indicate la punctul 1) și 2), dar va fi în orice caz pentru plăci, de minimum 1,0 cm

— pentru ultimele patru elemente prevăzute la punctul 1) de minimum 2,0 cm.

4) Cînd betonul este supus la acțiunea fumului, a vaporilor, a acizilor, a unei umidități ridicate (60... 95%) a înghețului și dezghețului repetat, grosimile stratului de acoperire vor fi mărite cu cel puțin 0,5 cm în primele două cazuri prevăzute la punctul 1) și respectiv 1,0 cm în celelalte cazuri prevăzute la punctul 1).

Din literatura de specialitate pentru mediile industriale intens corosive, grosimea stratului de acoperire a armăturilor este indicată să fie de cel puțin 5 cm (unii cercetători recomandînd chiar o grosime a stratului de acoprire de 7,5 cm), grosime care este aleasă în funcție de diametrele maxime ale granulelor de agregate.

În cazul betoanelor aparente se impune ca acoperirea cu beton a armăturilor să fie suficient de mare pentru a nu apărea pete de rugină. Astfel, în cazul în care suprafața betonului aparent se va trata prin „sablare", acoperirea cu beton va fi majorată peste grosimile minime indicate la punctul 1) cu 0,5 cm.

Dacă suprafața betonului aparent va fi tratată prin buciardare, cioplire etc., grosimea minimă indicată la punctul 1) va fi majorată cu cel puțin 1,0 cm.

Ca o recomandare, se indică în literatura de specialitate, ca în cazul executării betoanelor aparente, grosimea stratului de acoperire cu beton a armăturilor să fie de 1,5 ori diametrul maxim al granulelor din agregate.

În prezent majoritatea șantierelor și fabricilor de prefabricate de la noi din țară folosesc următoarele tipuri de distanțieri:

— purici distanțieri confecționați pe șantier din deșeuri de oțel-beton sau din beton, pentru asigurarea grosimilor minime de acoperire a armăturilor inferioare;

— capre confecționate pe șantier din oțel-beton, pentru distanțarea armăturilor superioare;

— suporți distanțieri din sîrme fasonate și sudate prin puncte;

— scaune individuale sau continue pentru barele grinzilor sau ale plăcilor.

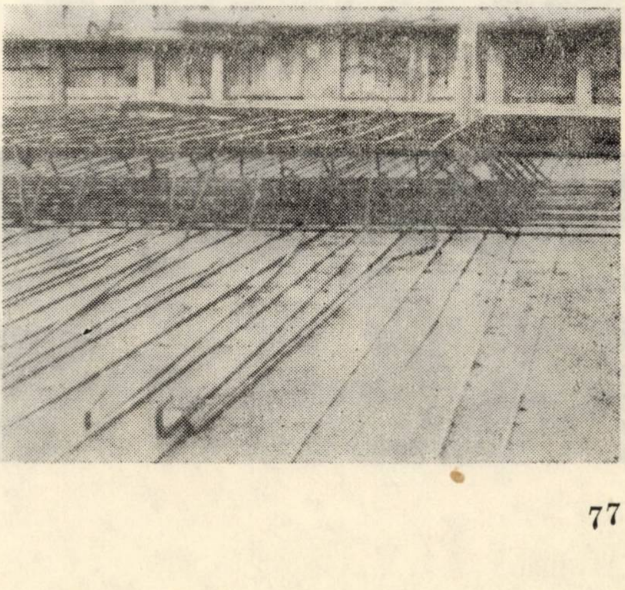
Modul în care se confecționează și se folosesc acești distanțieri, înlocuirea lor în anumite cazuri prin ridicarea armăturilor pe granule mai mari din pietriș sau chiar montarea armăturilor inferioare direct pe suprafața cofrajului duc, în majoritatea cazurilor, la lucrări de proastă calitate care nu îndeplinesc condițiile indicate anterior.

Micșorarea stratului de acoperire a armăturilor reduce gradul de conlucrare a acestora cu betonul și agravează pericolul de coroziune. În figurile 1, 2 și 3 se indică aceste cazuri de așezare a armăturilor direct pe cofraj, ceea ce are drept consecință apariția armăturilor la suprafața betonului după decofrare și deci posibilitatea corodării acestora.

În ceea ce privește consumul actual de metal în cazul puricilor și caprelor distanțiere, executate pe șantierele de construcții, este mult mai mare decît în cazul în care distanțierii s-ar executa centralizat în industrie pe baza unor proiecte tehnice de execuție. Pe lîngă acest avantaj se mai obține în acest fel și reducerea consumului de manoperă, garantîndu-se realizarea unor lucrări de bună calitate.

Aceste avantaje indicate au făcut ca în unele țări ca Franța, Italia, S.U.A., R.F.G., Olanda, Danemarca, Austria etc. să se confecționeze o gamă nouă de distanțieri.

Fig. 1. Armare directă, fără a se folosi distanțieri



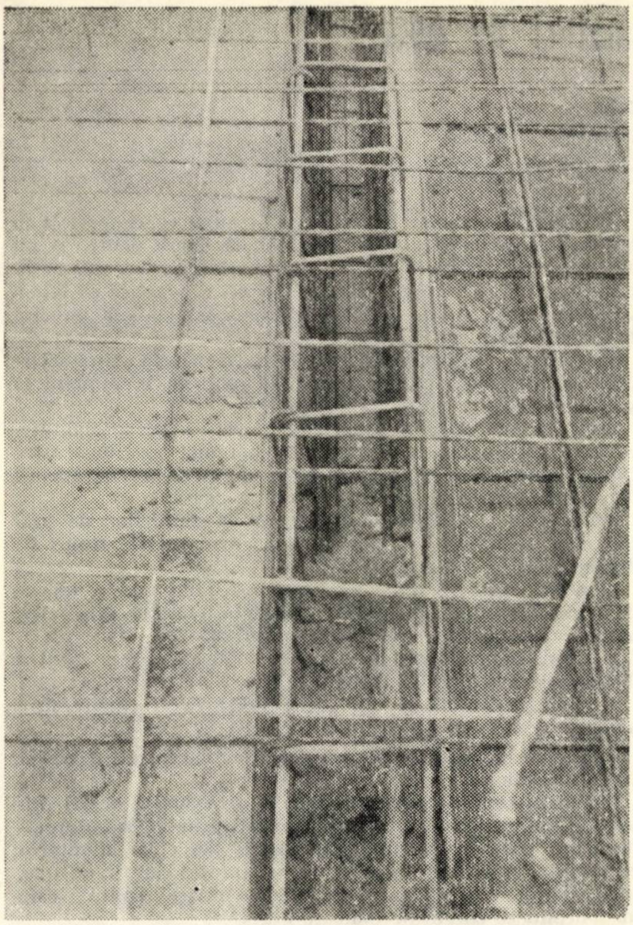


Fig. 2. Armarea unei plăci în timpul turnării betonului fără a se folosi distanțieri

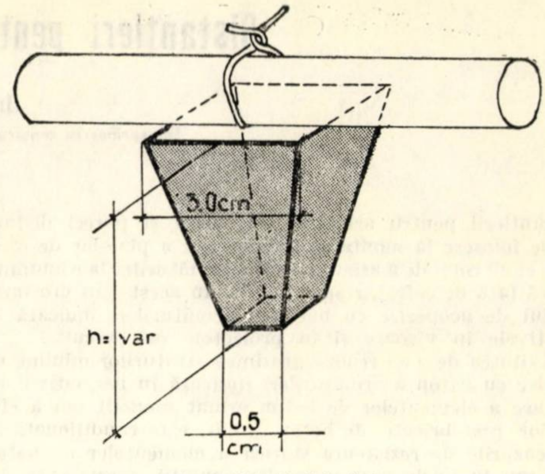


Fig. 4. Distanțieri din beton

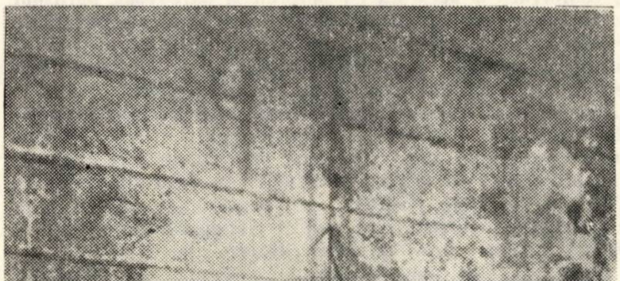


Fig. 3. Un perete de beton armat decofrat. Se observă foarte clar armătura de rezistență la suprafață

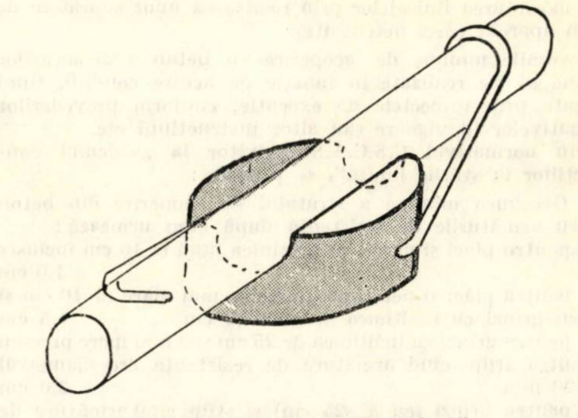


Fig. 5. Distanțieri din beton tip "Dolomit"

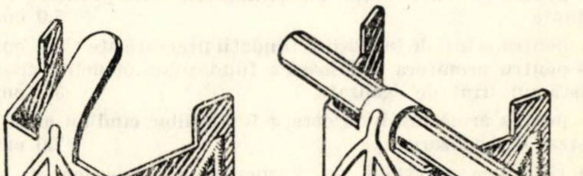
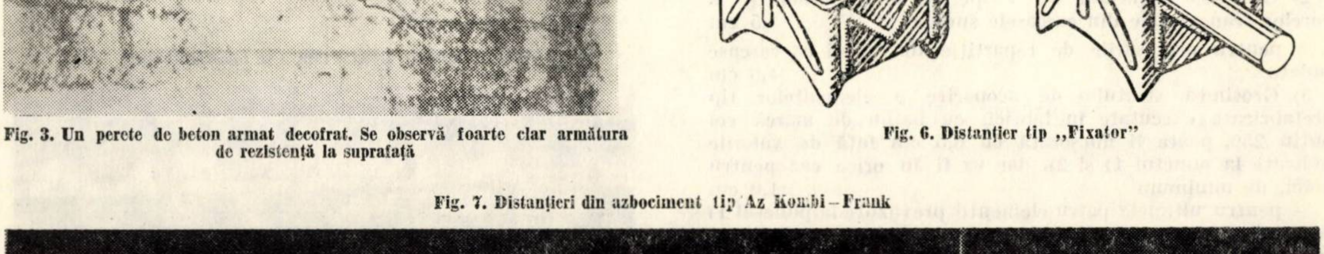


Fig. 6. Distanțier tip „Fixator"

Fig. 7. Distanțieri din azbociment tip Az Kombi – Frank



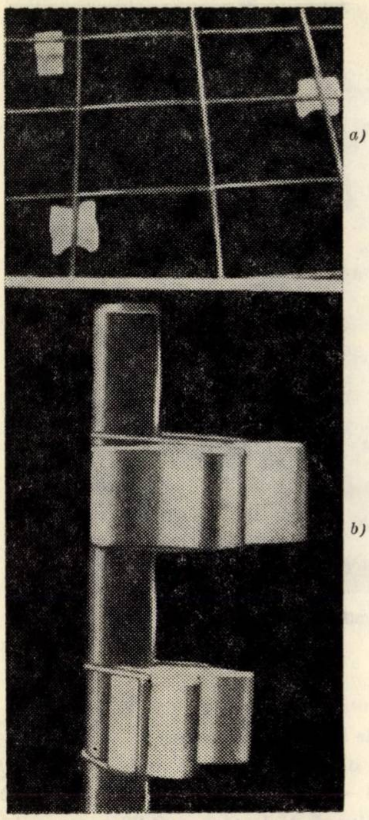


Fig. 8. Distanțieri din azbociment montați:

a) la armătură orizontală
b) la armătură verticală

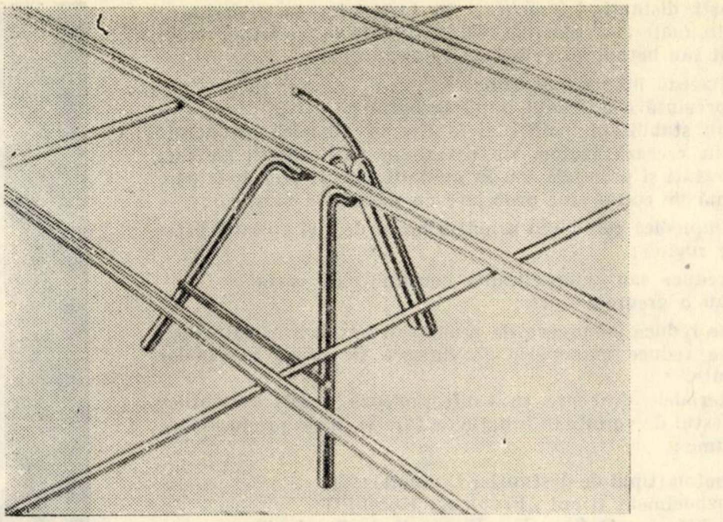


Fig. 11. Distanțier metalic tip "Obenfixer"

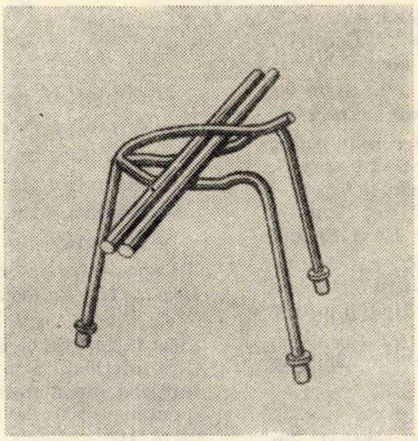


Fig. 12. Fixarea distanțierului metalic la armătură dublă superioară cu ajutorul ciocului

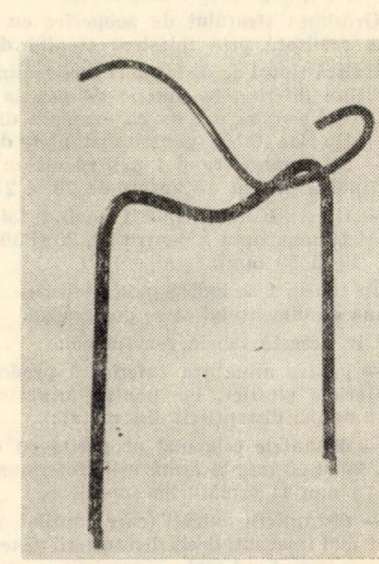


Fig. 13. Distanțier metalic tip EZ pentru armătura superioară

Fig. 9. Distanțieri tip "Duplex"

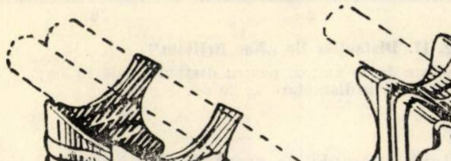


Fig. 10. Distanțieri tip EM-O-KA. Pozițiile 1, 2 și 3 indică modul de fixare

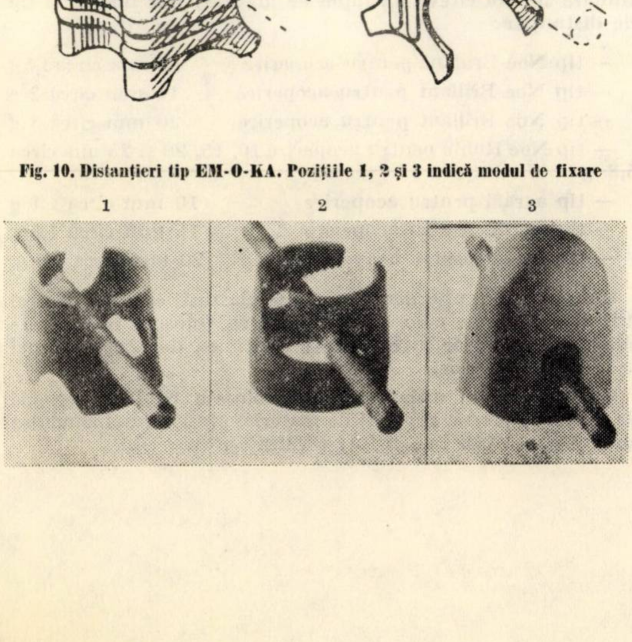
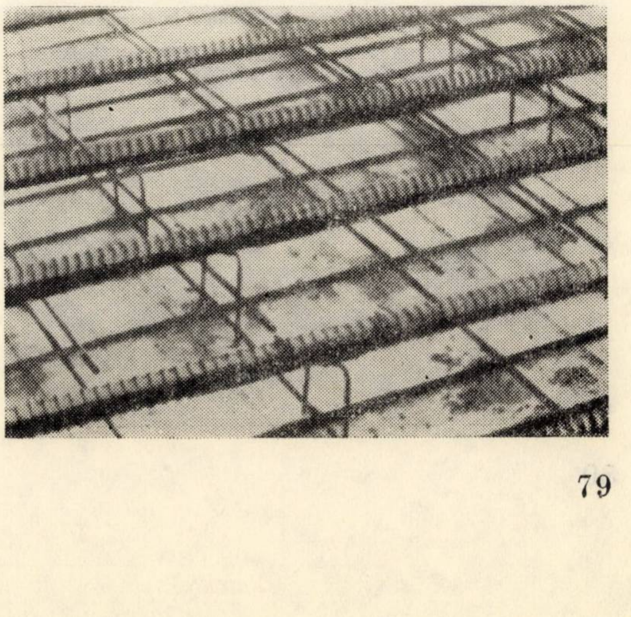


Fig. 14. Distanțarea armăturii superioare cu distanțier de tip EZ



Aceşti distanţieri executaţi în industrie, în majoritatea lor din materiale plastice, tablă presată, oţel-beton, azbociment sau beton, au următoarele avantaje :

— fixează bine armăturile ;

— prezintă o aderenţă bună în beton ;

— au stabilitate înainte şi în timpul turnării betonului ;

— nu creează factori de coroziune (distanţierii metalici sînt trataţi şi protejaţi sau în anumite cazuri picioarele care reazemă pe cofraj sînt protejate cu materiale plastice) ;

— împiedică corodarea armăturilor şi deci şi apariţia petelor de rugină ;

— reduce sau chiar elimină consumul de metal ;

— au o greutate mică ;

— se reduce manopera de punere în operă a armăturilor ;

— se reduce manopera de finisare în cazul betoanelor aparente.

Materialele din care se confecţionează aceşti distanţieri sînt destul de variate în funcţie de ţara şi firma producătoare şi anume :

— beton (tipul de destanţier Dolomit) ;

— azbociment (tipul „Frank-Az Kombi") ;

— tablă presată (tipurile „Fixator" şi „Duplex") ;

— metal (tipurile „Obenfixer" I şi II şi „Em-O-Ka-A") ;

— metal combinat cu material plastic pentru tipurile „EZ şi Em-O-Ka-B" ;

— materiale plastice — polistiren sau polietilenă — (tipurile „Noe Brillant" ; „Noe Rubin", „Simo-Sinbal", „Constri", „Dixi", „Polystyral", „Distanţier în bandă" etc.).

Grosimea stratului de acoperire cu beton a armăturilor este realizată prin folosirea tipului de distanţier necesar.

Există tipuri de distanţieri care realizează, fiecare în parte, înălţimi diferite, în funcţie de poziţia în care sînt aşezaţi. În acest sens se pot da ca exemplu distanţierii :

— tip Noe Rubin (pentru distanţele de 10, 15, 20, 25 mm) ;

— tip Duplex (tipul 1 pentru distanţele de 10 şi 15 mm şi tipul 2 pentru distanţele de 20 şi 25 mm) ;

— tip Az Kombi (tipul 1 poate fi folosit pentru distanţele 10 şi 15 mm, tipul 2 pentru 20, 25 şi 30 mm şi tipul 3 pentru 35, 40 şi 50 mm).

În tabela 1 se indică pentru fiecare din tipurile analizate gama de dimensiuni ce se pot realiza.

Din această tabelă rezultă că :

— pentru armătura inferioară predomină distanţierii din materiale plastice, iar pentru armătura superioară se folosesc numai distanţierii din metal ;

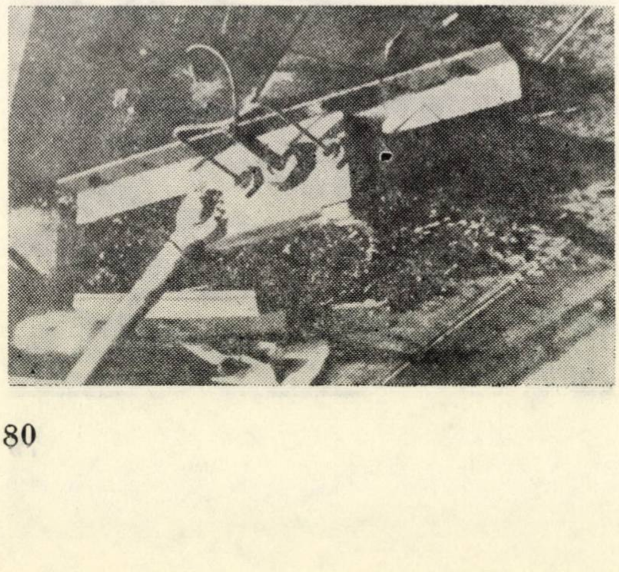
— distanţele cele mai acoperite cu distanţieri sînt de 10, 15, 20 şi 25 mm la armăturile inferioare şi de 12, 13, 14, 15 şi 16 mm la armăturile superioare ;

— distanţierii unicaţi (care cuprind o singură dimensiune) sînt mai frecvenţi decît distanţierii generali pentru mai multe dimensiuni, fiind mai economici.

În funcţie de posibilitatea de folosire la diferitele diametre ale oţelului-beton se indică două categorii de distanţieri :

— distanţieri generali pentru orice diametru de oţel-beton, ca de exemplu cei tip : Dolomit ; Frank Az Kombi ; Fixator ; Duplex ; Obenfixer ; Ez ; Noe Brillant ; Noe Rubin ; Constri ;

Fig. 15. Foarfece special pentru reducerea înălţimii la distanţierii tip EZ



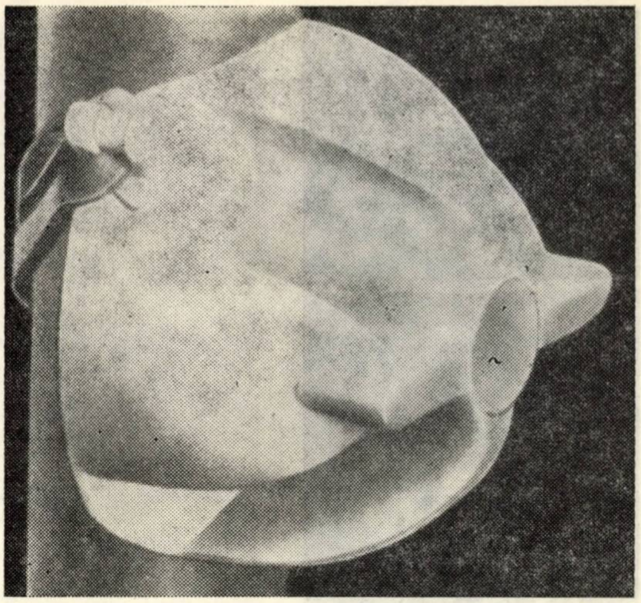


Fig. 16. Distanţier tip "Noe Brillant"

— distanţieri pentru anumite diametre, ca de exemplu :

— distanţier tip agrafă de la Ø 4 — Ø 20 mm ;

— distanţier tip rondelă de la Ø 4 — Ø 12 mm ;

— distanţier tip prismă de la Ø 3 — Ø 6 mm ;

— distanţier tip Simo-Sinpal de la Ø 8 — Ø 22 mm ;

— distanţier tip Em-O-Ka de la Ø 3 — Ø 9 mm.

Capacitatea maximă de încărcare a distanţierilor este de 100 ... 150 kg/buc.

Greutatea distanţierilor este în funcţie de tipul respectiv (deci în funcţie de material şi dacă este folosit prentru armătura inferioară sau armătura superioară) ; astfel pentru distanţierii din material plastic greutatea variază între 1...6 g (pentru armătura inferioară) şi pentru distanţierii metalici între 100 — 190 g (pentru armătura superioară). În continuare se dau cîteva exemple de greutăţi per bucată şi tip de distanţier :

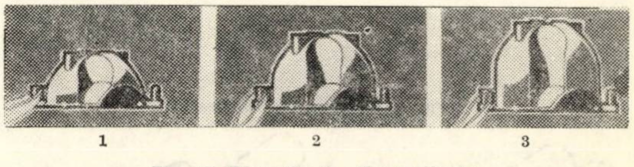


Fig. 17. Distanţier tip „Noe Brillant"
1. pentru distanţare de 10 cm; 2. pentru distanţare de 15 cm; 3. pentru distanţare de 20 cm

— tip Noe Brillant pentru acoperire 10 mm circa 1,5 g

— tip Noe Brillant pentru acoperire 15 mm circa 2 g

— tip Noe Brillant pentru acoperire 20 mm circa 3 g

— tip Noe Rubin pentru acoperire 10, 15, 20 şi 25 mm circa 5,8 g

— tip agrafă pentru acoperire 10 mm circa 1,1 g

— tip agrafă pentru acoperire 15 mm circa 1,3 g

— tip agrafă pentru acoperire 20 mm circa 3,0 g.

Culoarea distanţierilor din masă plastică este în general gri, asemănătoare culorii betonului ; se folosesc însă şi alte culori cu scopul de a recunoaşte înălţimea de acoperire mai uşor şi mai repede.

Ca ambalaje, în ultimul timp, se folosesc pe lîngă pungile de material plastic şi găleţi de material plastic (ambalîndu-se circa 500 — 1 000 bucăţi într-o găleată).

Tabela 1

Nr. crt.	Denumirea tipului	Materialul din care este confecționat	Distanțieri pentru armăturile inferioare (mm)								Distanțieri pentru armăturile superioare (cm)																
			10	15	20	25	30	35	40	50	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	24	36
1	Dolomit	Beton	×	×	×	×	×	×	×	×																	
2	Frank-Az Kombi	Azbociment	×	×	×	×	×	×	×	×																	
3	Fixator	Metal	×	×																							
4	Duplex	Tablă Metal	×	×	×	×																					
5	Em-O-Ka-A	Metal	×	×	×																						
6	Obenfixer I	Metal													×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×		
7	Obenfixer II	Metal									×	×	×	×	×	×	×	×	×								
8	EZ	Metal													×												
9	Noe Brillant	Material plastic	×	×	×																					×	×
10	Noe Rubin	Material plastic	×	×	×	×																					
11	Tip agrafă	Material plastic	×	×	×	×	×																				
12	Tip rondelă	Material plastic	×	×	×																						
13	Dixi	Material plastic	×	×	×	×	×																				
14	Polystyral	Material plastic	×	×	×	×																					
	Total nr. mediu de distanțieri		11	11	10	7	4	2	2	2	1	1	1	1	3	2	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1

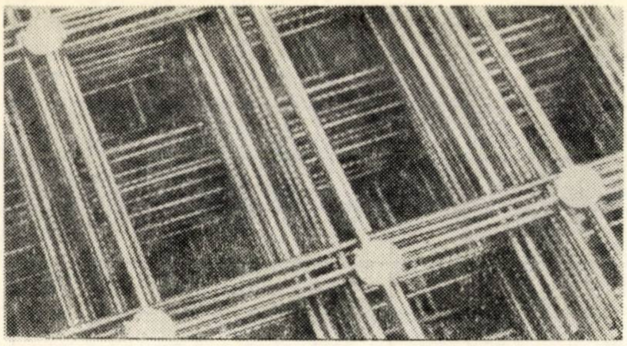


Fig. 18. Prinderea distanţierilor tip "Noe Brillant" de plasa sudată

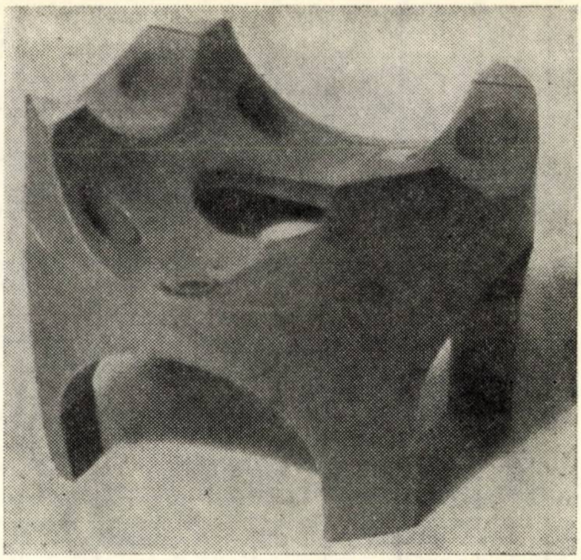


Fig. 19. Distanţier de masă plastică tip "Noe Rubin"

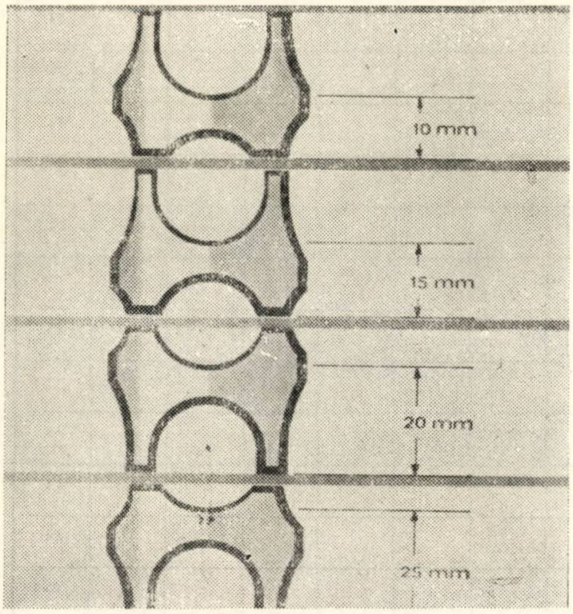


Fig. 20. Distanţier tip "Noe Rubin". Indicarea celor patru poziţii de aşezare şi dimensiunile de acoperire

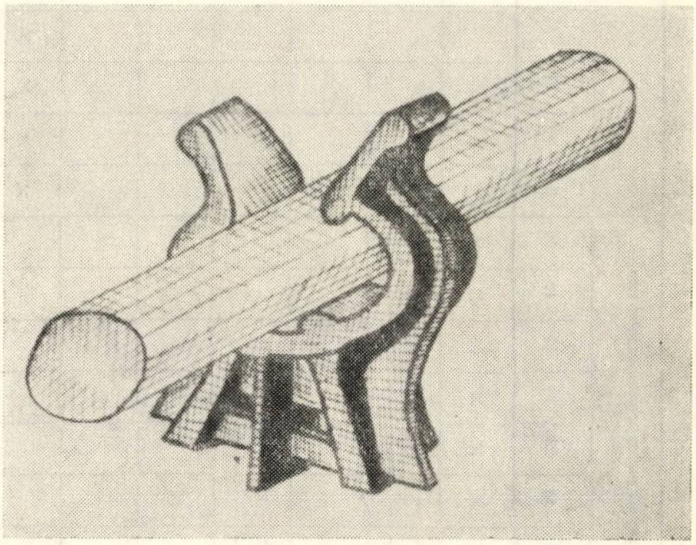


Fig. 24. Distanţier tip "agrafă"

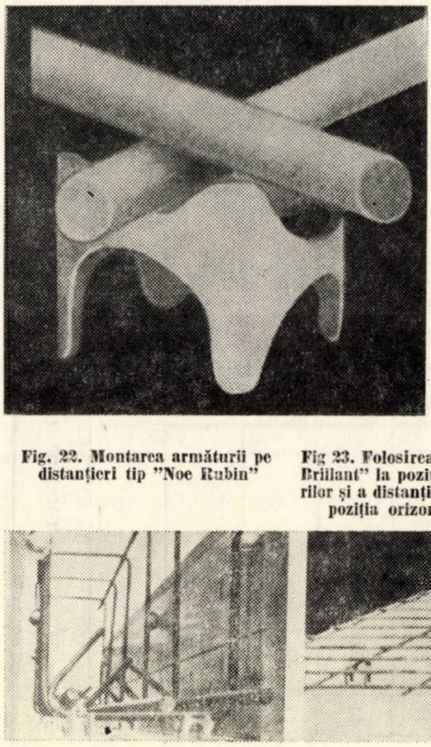


Fig. 21. Distanţier tip "Noe Rubin"

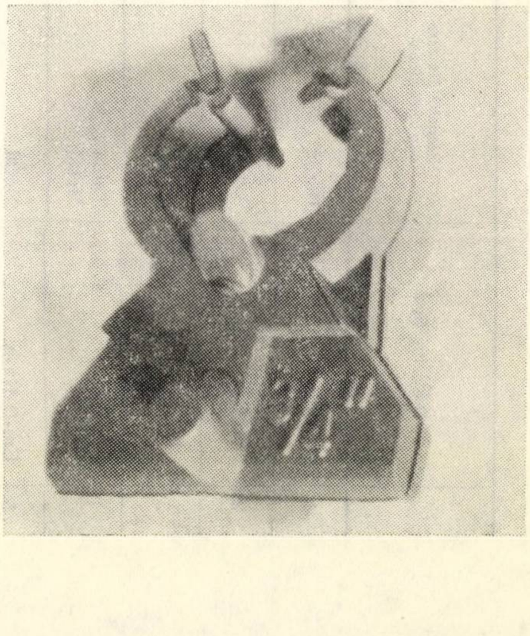


Fig. 25 Distanţier tip "agrafă"

Fig. 22. Montarea armăturii pe distanţieri tip "Noe Rubin"

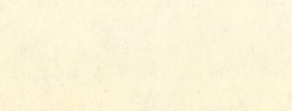


Fig 23. Folosirea distanţierilor tip "Noe Brillant" la poziţia verticală a armăturilor şi a distanţierilor "Noe Rubin" la poziţia orizontală a armăturilor

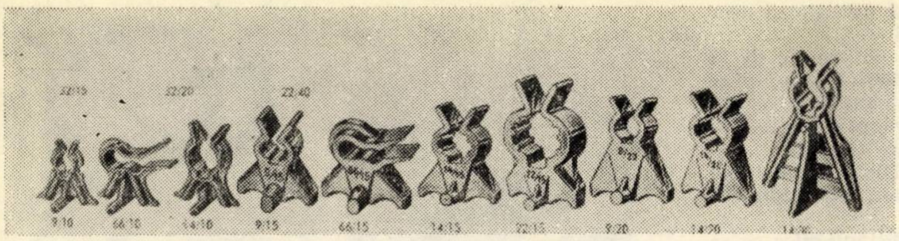

32/15
32/20
22/40
9/10
66/10
14/10
9/15
66/15
14/15
22/15
9/20
14/20
14/30

Fig. 26. Diferite tipuri de distanțieri "agrafă"

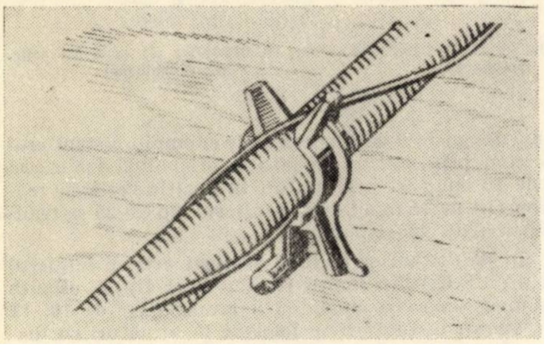


Fig. 27. Distanțieri tip "agrafă" fixați pe armătura orizontală

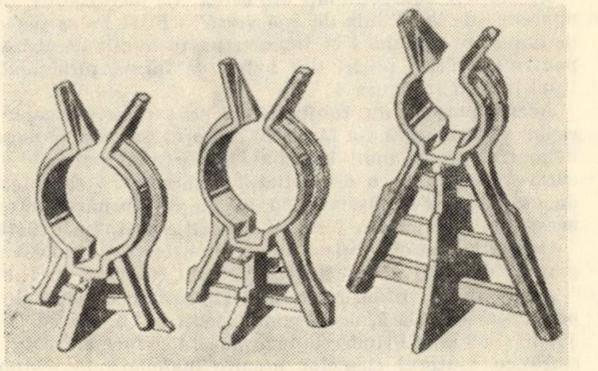


Fig. 28. Distanțieri tip "agrafă"

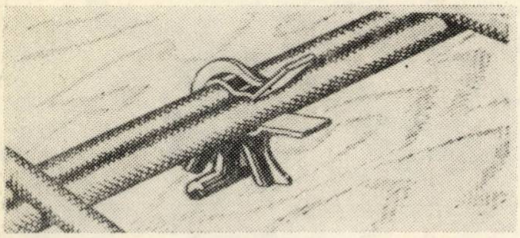


Fig. 29. Distanțier tip "agrafă' pentru armături orizontale duble

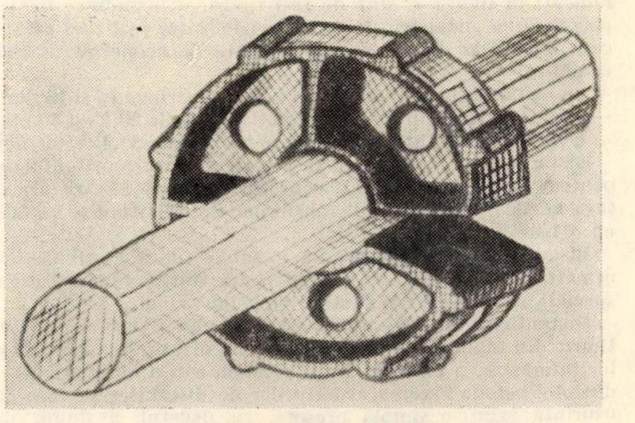


Fig. 30. Distanțier tip "rondelă"

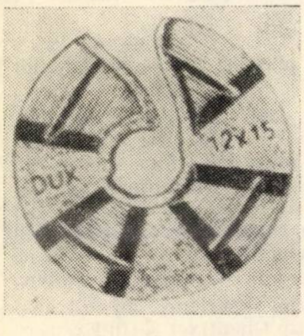


Fig. 31. Distanțier tip "Dixi"

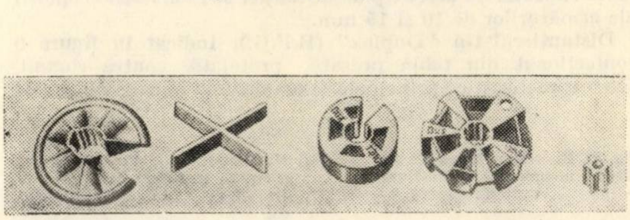


Fig. 33. Distanțieri rondelă tip „Dixi" din materiale plastice

Fig. 32. Distanțieri rondelă tip "Dixi"

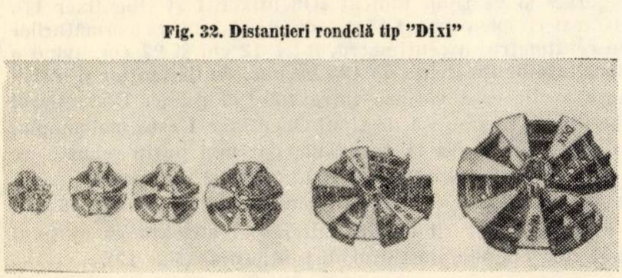
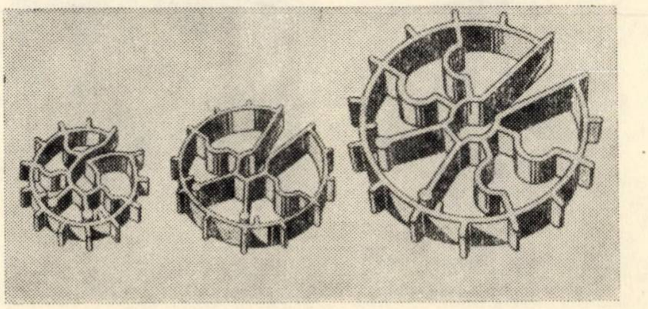


Fig. 34. Distanțieri "rondelă" din material plastic



Folosirea distanțierilor implică uneori și necesitatea unor piese sau dispozitive auxiliare. De exemplu :

— Pentru folosirea distanțierului metalic tip Ez de la armătura superioară și la distanțe intermediare dimensiunilor fabricate de 12, 24 și 36 cm s-a executat la fabrica de mașini din Eberspaecher o foarfecă specială care permite tăierea distanțierului și la dimensiuni intermediare (fig. 15).

— Pentru montarea distanțierilor tip Dixi din material plastic se folosește dispozitivul Dixi-Halter, care ușurează această amplasare la poziție (fig. 42).

Pentru o și mai precisă cunoaștere a distanțierilor ce se fabrică în prezent în străinătate se dau în cele ce urmează o serie de indicații asupra acestor tipuri.

Distanțieri confecționați din beton. La lucrările de ”beton aparent” de la ”Pîlnia de apă grasă” - FCH Palas și Grupul de deservire comună UM București s-au folosit ca distanțieri pentru armături purici din beton de formă piramidală de tipul indicat în figura 4.

Acești purici s-au confecționat pe șantier. Legarea puricilor de armătură s-a făcut cu ajutorul unei sîrme negre cu diametrul de 0,5 mm, înglobată în betonul puricelui. Executarea pe șantier a distanțierilor micșorează calitatea lor, de asemenea s-a observat că în timpul turnării betonului acest tip de purice este instabil ca poziție putîndu-se răsturna.

Un alt tip de distanțier din beton este și cel indicat în figura 5, denumit distanțier tip Dolomit (fabricat în R.F.G.). Acest tip de distanțier se folosește pentru o gamă de acoperiri foarte variată, de exemplu, pentru : 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40 și 50 mm. Prinderea de armătură se face cu multă ușurință cu ajutorul clemelor arcuite înglobate în distanțier.

Distanțieri confecționați din azbociment. Un alt material din care, în străinătate, se execută cu multă eficacitate și economicitate distanțieri pentru armătura inferioară este azbocimentul. Astfel distanțierii tip Az-Kombi-Frank (R.F.G.), indicați în figura 7, sînt de trei tipuri, utilizîndu-se fiecare pentru orice diametru de armătură folosită, realizînd cu fiecare distanțier două sau trei distanțe de acoperire în felul următor :

— cu distanțierul tip 1 se a realizează acoperirile 10 și 15 mm ;

— cu distanțierul tip 2 se realizează acoperirile 20,25 și 30mm ;

— cu distanțierul tip 3 se realizează acoperirile 35,40 și 50 mm.

Distanțierii se pot folosi și pentru armătura orizontală și pentru armătura verticală, conform figurii 8. Pentru armătura verticală prinderea distanțierilor de armătură se va face cu o bandă elastică.

Distanțierii confecționați din metal se folosesc atît pentru armăturile inferioare cît și pentru armăturile superioare (în special), la plăci, pereți și stîlpi de beton armat.

Distanțierul tip ”Fixator” (R.F.G.) din figura 6, confecționat din tablă presată, se folosește la distanțarea armăturilor inferioare, a plaselor din oțel-beton sau a altor armături din oțel-beton. Fixarea armăturilor de distanțier se face cu ușurință printr-o simplă presare, cu degetul, a limbii de tablă ridicate. Cu acest tip de distanțier se realizează acoperiri ale armăturilor de 10 și 15 mm.

Distanțierul tip ”Duplex” (R.F.G.), indicat în figura 9 confecționat din tablă presată, protejată contra ruginii, are o caracteristică principală și anume : cu fiecare tip se pot realiza două dimensiuni de acoperire. De exemplu distanțierul tip 10/15 mm, prin așezare în poziție orizontală realizează acoperiri de 10 mm ; iar prin așezare în poziție verticală realizează acoperiri de 15 mm ; cu distanțierul tip 20/25 se realizează acoperiri de 20 și 25 mm.

Fig. 35. Distanțier ”rondelă” tip ”Dux” montat pe o armătură verticală

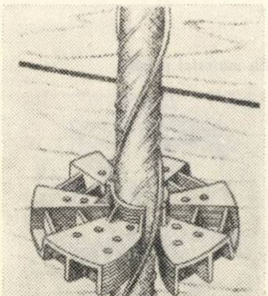
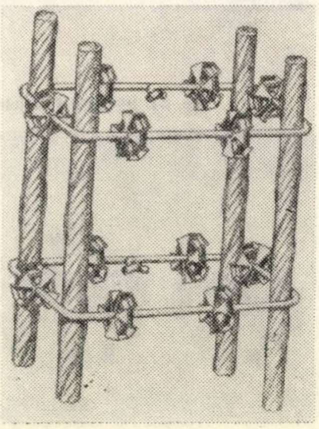


Fig. 36. Distanțieri tip ”Dixi” montați pe etrierii armăturii unui stîlp



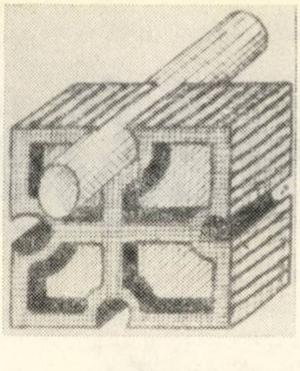


Fig. 37. Distanțier tip ”prismă” din polistiren

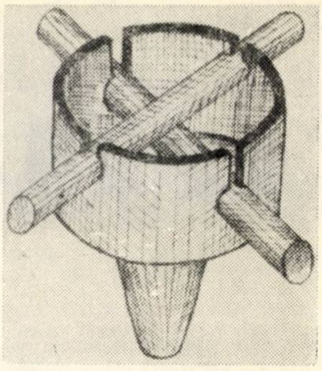


Fig. 38. Distanțier tip cupă din polietilenă (galbenă)

Un alt tip de distanțier metalic analizat este distanțierul EM - O Ka (R.F.G.) din figura 10. Cu acest tip se asigură realizarea unor acoperiri cu beton a armăturilor de 10, 11 și 20 mm. Acești distanțieri se folosesc la armături cu diametre de 3-9 mm, deci în cazul plaselor sudate, a etrierilor etc.

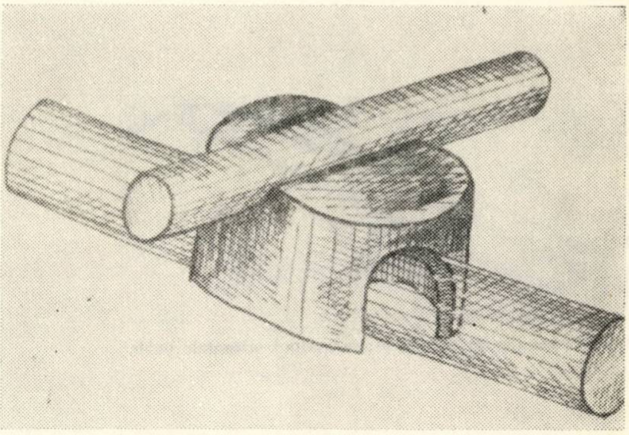


Fig. 39. Distanțier tip cupă din polistiren ușor (culoare cenușie)

Distanțierul se compune din două piese, una metalică, în care se fixează oțelul-beton cu ajutorul unor dinți conici de metal, și a doua din material plastic sub formă de calotă, cu care se acoperă prima piesă, distanțierul propriu-zis. Cele două piese se prind simplu și prin așezarea calotei din material plastic se evită posibilitatea de corodare a metalului prin îndepărtarea umidității și a bulelor de aer. Pe acest tip de distanțier se poate încărca o sarcină de circa 150 kg/buc.

Ca distanțieri, pentru armăturile superioare, au fost analizate două tipuri de distanțieri : tip Obenfixer și tip Ez.

Distanțierii tip Obenfixer (R.F.G.), indicați în figura 11, au caracteristici diferite în funcție de mărimea distanței asigurate și de tipul indicat (Obenfixer I și Obenfixer II). Distanțierii Obenfixer I au o gamă de distanțare a armăturilor din centimetru în centimetru, între 12 cm și 22 cm, avînd o capacitate de încărcare de 125 kg/buc. de distanțier și o greutate medie care variază între 100-190 g/buc. Distanțierul Obenfixer II care față de tipul Obenfixer I este mai simplu, economisind o bară transversală, dar mai puțin robust, are o capacitate de încărcare de 100 kg/buc și realizează o gamă de distanțe din centimetru în centimetru, între 8 și 16 cm.

Fixarea armăturii de distanțier se realizează cu ajutorul unui cioc metalic elastic al distanțierului (fig. 12).

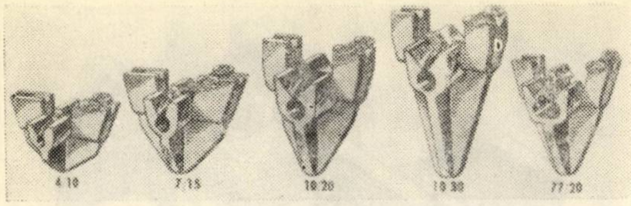

4 10
7 15
18 20
18 30
77 20

Fig. 40. Distanțier tip "Dixi"

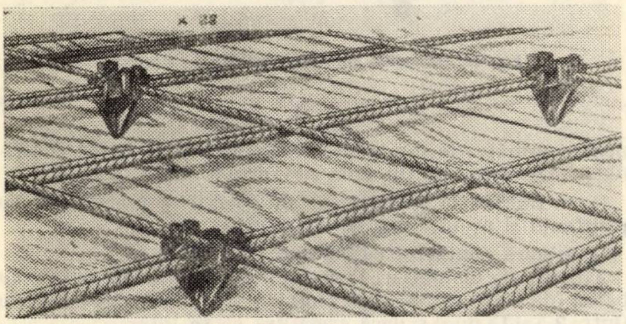


Fig. 41. Montarea armăturilor pe distanțieri tip "Dixi"

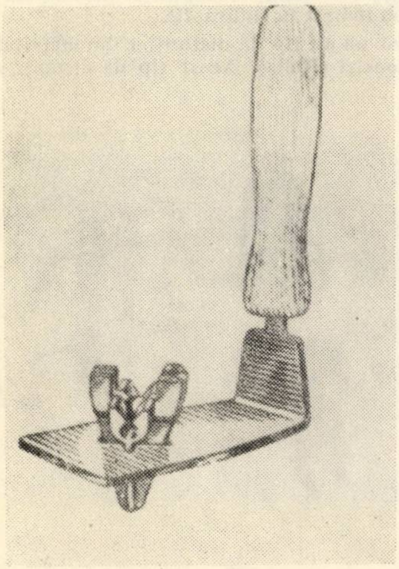
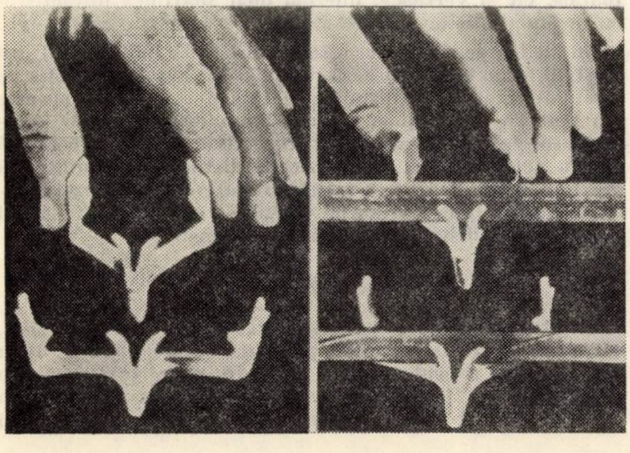


Fig. 42. Dispozitiv de așezare a armăturii pe distanțierul tip "Dixi" Dispozitivul tip Dixi-port-distanțier

Fig. 43. Distanțier tip "Constri"



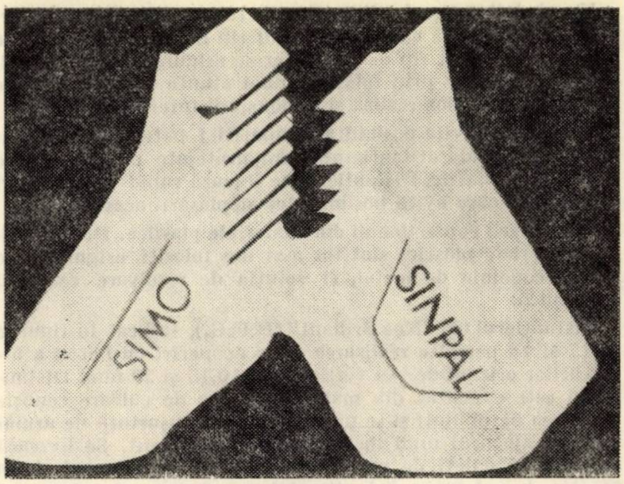

SIMO
SINPAL

Fig. 44. Distanțier tip Simo-Sinpal

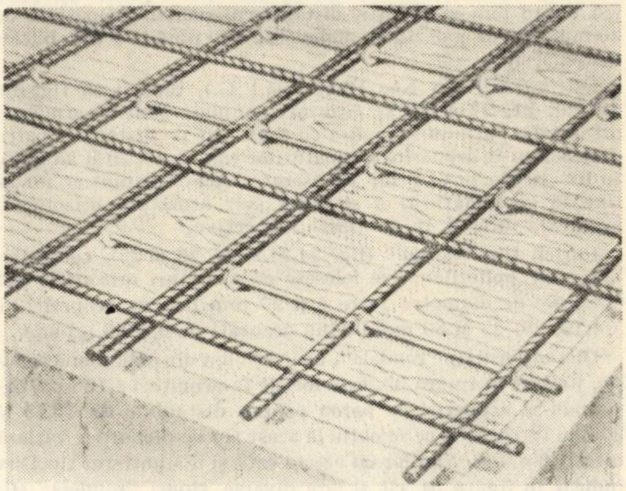


Fig. 45. Distanțier în bandă cu bare și rondele din material plastic

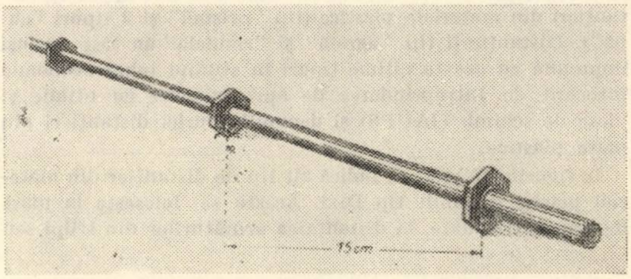
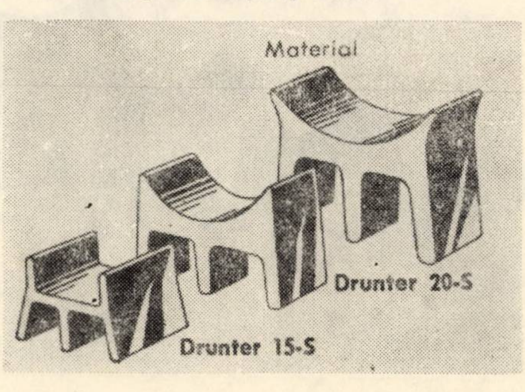


Fig. 46. Distanțier bară cu rondele din material plastic

Fig. 47. Distanțier tip "Drunter"


Material
Drunter 20-S
Drunter 15-S

Un al doilea tip de distanțier metalic analizat pentru armătura superioară este distanțierul tip EZ, indicat în figurile 13 și 14 ; cu acest tip de distanțier se asigură înălțimi de 12, 24 și 36 cm, iar prin folosirea unei stanțe speciale arătate în figura 15 se pot realiza și dimensiuni intermediare.

Pentru a se evita posibilitatea apariției petelor de rugină, părțile de jos ale distanțierului sînt protejate cu niște calote de material plastic. Distanțierul se fixează rapid de armături cu o clemă care evită posibilitatea deplasării acestora.

Distanțierii confecționați din materiale plastice. Distanțierii din materiale plastice sînt tot mai des folosiți, asigurînd, pe lîngă economia de metal, și soluția de rezolvare cea mai economică.

Distanțierul tip "Noe Brillant" (R.F.G.), indicat în figurile 16,17 și 18 permite realizarea unor acoperiri cu beton a armăturilor orizontale sau verticale de 10,15 și 20 mm. Distanțierul este executat din material plastic de culoare cenușie (culoarea betonului) și se prinde cu multă ușurință de armătură cu ajutorul unui inel de cauciuc rezistent. Se livrează ambalat în găleți de material plastic de diferite culori (în funcție de mărimea distanțierului avînd aceeași culoare cu inelul de cauciuc). Culoarea albastră indică distanțierul pentru acoperirea de 10 mm, verde, distanțierul pentru acoperirea de 15 mm și cenușie, distanțierul pentru acoperirea de 20 mm. Într-o găleată se ambalează 500 pînă la 1 000 bucăți distanțieri.

Distanțierul tip Noe Rubin (R.F.G.), indicat în figurile 19, 20, 21, 22 și 23 se folosește numai pentru armături orizontale, putîndu-se realiza cu acest tip de distanțier patru dimensiuni de acoperire a armăturilor (de 10, 15, 20 și 25 mm), în funcție de poziția lui de așezare. Acest distanțier nu se fixează de armătură, el se așază sub armătura orizontală, armătura intrînd în șanțurile respective.

Puricii tip "agrafă" (fig. 24,25,26,27,28 și 29), confecționați din polietilenă, se folosesc ca armături orizontale sau verticale de diametre între 4 și 20 mm pentru acoperiri de 10, 15, 20, 25 și 30 mm (avînd greutăți de 0,8-3,5 g/buc.).

Distanțierul tip "rondelă", confecționat din polietilenă cenușie, indicat în figura 30, este folosit la armături 4-12 mm, obținîndu-se acoperiri cu beton pentru distanțele de 10,15 și 20 mm (greutățile ce se obțin la acest tip de distanțier variază între 1,8-4,7 g). Similar cu acesta este și distanțierul tip Dux indicat în figura 31 cît și alte diverse tipuri "rondelă" (figurile 32, 33, 34, 35 și 36).

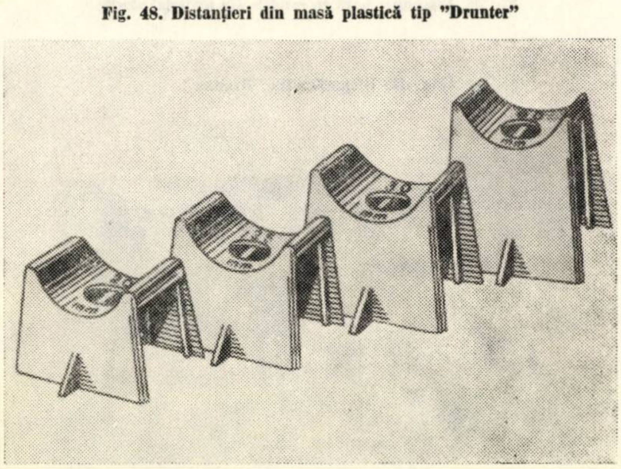
În figurile 37,38 și 39 se mai indică încă trei tipuri de distanțieri din materiale plastice (tip "prismă" și 2 tipuri "cupă"). Distanțierii tip "agrafă" și "rondelă" au fost incluși împreună cu aceste ultime tipuri în studiul tehno-economic întocmit de Intreprinderea de aprovizionare cu utilaje și piese de schimb (IAUPS) și denumiți purici distanțieri din mase plastice.

În figurile 40 și 41 se indică alt tip de distanțier din material plastic denumit tip Dixi. Acesta se folosește la plase de armături sudate, la distanțarea armăturilor din stîlpi sau pentru armăturile din cadrul elementelor de beton centrifugat. Distanțierul tip Dixi are următoarele avantaje :

— se fixează la punctele de intersecție a armăturilor de rezistență și armăturilor de distribuție ;

— asigură contactul cu cofrajul prin puncte.

Fig. 48. Distanțieri din masă plastică tip "Drunter"



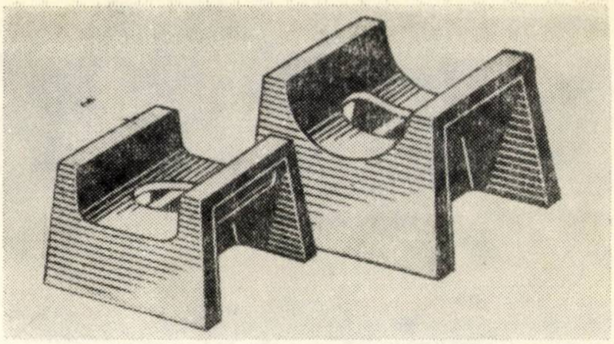


Fig. 49. Distanțieri din masă plastică tip "Drunter"

Tipurile de distanțieri Dixi sînt în funcție de acoperirile cu beton (de 10,15, 20, 25 și 30 mm), de diametrul oțelului-beton (între 2,5 și 13 mm) și dacă armătura ce se intersectează este cu o bară sau cu două bare alăturate. În funcție de aceste date rezultă tipul de distanțier necesar.

Pentru a se putea ușura manopera de așezare a armăturilor pe distanțierii tip Dixi se folosește dispozitivul Dixi port-distanțier (Dixi Halter) indicat în figura 42.

În figura 43 se indică un alt tip de distanțier din material plastic denumit tip Constri (Italia). Acest tip de distanțier prezintă o mare ușurință de punere în operă și o bună aderență în beton.

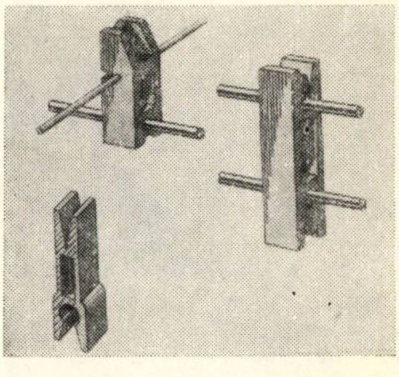


Fig. 50. Tipuri de distanțieri din masă plastică pentru armătură inferioară și superioară

Distanțierul tip Simo-Sinpal, indicat în figura 44, se folosește pentru armături cu diametre între 8-22 mm, atît orizontale, cît și verticale, diferind doar mărimea distanțierului în funcție de acoperirea cu beton a armăturilor.

Un alt tip de distanțier este cel în bandă indicat în figura 45 și 46 format dintr-o bară rotundă din material plastic pe care sînt fixate la o distanță de 15 cm rondele hexagonale din material plastic și care se așază sub armătură, fără precauții speciale, dînd armăturii respective înălțimea necesară pentru acoperirea cu beton. Acești distanțieri se utilizează atît în cazul de folosire a plaselor sudate cît și în cazul barelor de oțel-beton. În figurile 47, 48, 49 și 50 se indică și alte tipuri de distanțieri din masă plastică.

★

În țara noastră pe lîngă cele indicate în prezentul material, adică folosirea distanțierilor piramidali din beton (fig. 4) au început să se execute și să se aplice de către Intreprinderea de prefabricate "Progresul" distanțieri din masă plastică tip "calotă" de 4 și 4,5 cm înălțime, fiind în curs de execuție și distanţierii tip "rondelă". Sub auspiciile INCERC se experimentează şi alte tipuri de distanţieri de mase plastice, fabricate tot la noi în ţară, de tip" agrafă" şi de tipul indicat în figura 44.

Faţă de stadiul actual al realizărilor din ţările puternic industrializate, cît şi faţă de importanţa pe care o prezintă, din punct de vedere tehnic calitativ şi economic (în ce priveşte manopera de montare şi economia de material metalic), folosirea la lucrările de beton armat a distanţierilor pentru armături, – singurul sistem posibil pentru executarea lucrărilor speciale de beton armat în medii corosive, la lucrări de betoane aparente (nefinisate suplimentar) —, aplicarea distanţierilor executaţi în industrie se va impune în mod general şi categoric la lucrările de construcţii.

Bibliografie

[1] Steopoe Al. : *Durabilitatea betonului în construcţii industriale.* Conferinţă-INCERC

[2] * * * : *Instrucţiunile tehnice pentru proiectarea şi executarea protecţiei anticorosive în sectoarele de producţie cu medii agresive din industrii.* Redactat M.I.Ch - IPRAN

[3] * * * : *Normativul C.S.C.A.S.privitor la "Calculul construcţiilor la stările limită P 8=62"*

[4] * * * : *Condiţiile tehnice pentru executarea şi recepţionarea lucrărilor de beton şi beton armat.* Nr. 08.07. 56. C.S.C.A.S.

STUDII ŞI CERCETARI

Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un şir de goluri rectangulare

Dr. ing. I. Brânzan
I.N.C.E.R.C.

1. INTRODUCERE

Structurile de clădiri rigidizate prin diafragme (monolite sau din panouri mari prefabricate) se folosesc pe scară din ce în ce mai largă, atît în ţara noastră, cît şi în străinătate, datorită unor avantaje importante pe care le prezintă, faţă de structurile tradiţionale (în cadre sau din zidărie).

Diafragmele verticale se pot considera, din punct de vedere static, ca grinzi console încastrate în fundaţie, fiind destinate să preia încărcările orizontale (din vînt sau seismice) şi verticale ale construcţiei şi să le transmită terenului de fundaţie.

De cele mai multe ori diafragmele prezintă unul sau mai multe şiruri de goluri (pentru uşi şi ferestre), impuse de necesităţile de exploatare a clădirii.

Calculul exact al diafragmelor cu goluri este dificil, întrucît elementele unei asemenea diafragme nu pot fi considerate ca bare, iar prezenţa golurilor duce la concentrări de eforturi ce nu pot fi prinse într-un calcul obişnuit de rezistenţă.

Încovoierea cu forţă tăietoare la grinzile cu şiruri de goluri rectangulare a fost cercetată în multe lucrări în ultimii ani, majoritatea acestor studii avînd un caracter pur teoretic, iar unele conducînd la calcule laborioase greu de aplicat în practica de proiectare. În toate lucrările apărute pînă în prezent, se studiază problema în ipoteza executării diafragmelor din materiale perfect elastice şi omogene. Or cum au arătat experimentările efectuate la INCERC, diafragmele cu goluri din beton armat se comportă mult diferit de cele din materiale perfect elastice şi omogene.

Folosirea unor metode simplificate de calcul, care să conducă la obţinerea de rezultate cu un grad de aproximaţie admisibil pentru calculele inginereşti, este raţională mai ales în cazul diafragmelor din beton armat, din cauza neomogenităţii materialului şi a insuficientei cunoaşteri a caracteristicilor elastice şi mecanice ale betonului (modulul de elasticitate, rezistenţele), care imprimă încă de la început un grad de aproximaţie întregului calcul.

În cele ce urmează se prezintă două metode simplificate de calcul (una în domeniul plastic şi alta în domeniul elastic) pentru diafragmele din beton armat cu un şir de goluri rectangulare, verificate pe cale experimentală.

Aceste metode, prin simplitatea lor (în special metoda în domeniul plastic), sînt uşor accesibile proiectării curente, prezentînd un volum redus de muncă, care nu reclamă folosirea unor tehnici de calcul deosebite.

2. METODA DE CALCUL ÎN DOMENIUL PLASTIC

Pe baza rezultatelor obţinute la experimentările efectuate la INCERC, s-a stabilit o metodă pentru calculul în domeniul plastic al diafragmelor cu goluri mijlocii (după clasificarea dată în [1]) din beton armat, avînd raportul dimensiunilor în plan : $\lambda_0 \geqslant 2$, ceea ce simplifică mult calculul în comparaţie cu metodele în domeniul elastic.

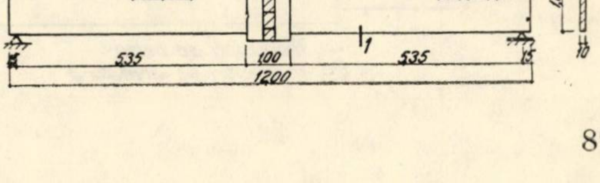
Încercările au fost făcute cu solicitări statice pe modele de diafragme din beton armat cu un şir de opt goluri egale (dispuse simetric sau nesimetric), la scara 1/4, avînd toate aceleaşi dimensiuni şi acelaşi procent de armare, în conformitate cu schema din figura 1 — două diafragme de acelaşi tip, asamblate pe stand, formînd o grindă simplu rezemată, încărcată la mijlocul deschiderii cu o sarcină concentrată (P) ; cele două diafragme-machetă s-au considerat încastrate rigid în masivul de beton care modelează fundaţiile.

Dacă se consideră, aşa cum au arătat cercetările pe modele fotoelastice [7], că în mijlocul buiandrugilor diafragmei acţionează numai forţe tăietoare (de lunecare), momentele fiind nule, iar forţele axiale neglijabile, rezultă că, la o diafragmă cu un şir de goluri, numai lunecările static nedeterminate sînt necunoscute.

O dată determinate forţele de lunecare, diafragma cu un şir de goluri se poate considera ca fiind constituită din două grinzi pline, static determinate, care sînt tălpile (pilaştrii) diafragmei, încărcate fiecare cu sarcinile exterioare care le revin (P_{i_1}, P_{i_2}) şi cu lunecările (L_i), considerate ca acţionînd concentrat la mijlocul buiandrugilor (fig. 3).

Se ştie din literatura de specialitate că ruperea plastică a unei structuri static nedeterminate înseamnă ruperea prin transformarea acesteia în mecanism (sistemul devine labil), iar încărcarea corespunzătoare acestui moment este considerată ca încărcarea de rupere a structurii în totalitatea ei. Trecerea unui element al unei structuri static nedeterminate în starea plastică corespunde formării articulaţiei plastice în secţiunea în care este atinsă limita de curgere ; sistemul în întregime nu se distruge o dată cu scoaterea din lucru a elementului respectiv, ci îşi modifică doar schema teoretică de calcul, reducîndu-se cu o unitate gradul de nedeterminare statică. La apariţia unei articulaţii plastice, structura se deformează puternic şi alte elemente ale ei se încarcă mai mult, avînd loc aşa dar o redistribuire de eforturi.

Fig. 1. Schema de incercare a modelelor de diafragme



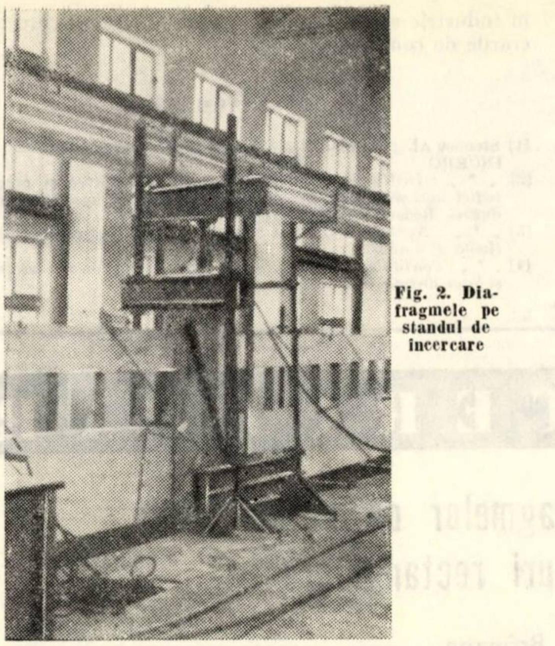


Fig. 2. Diafragmele pe standul de încercare

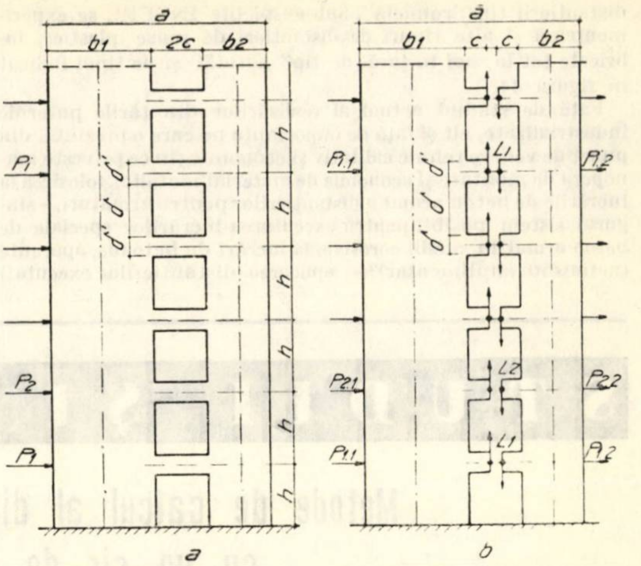
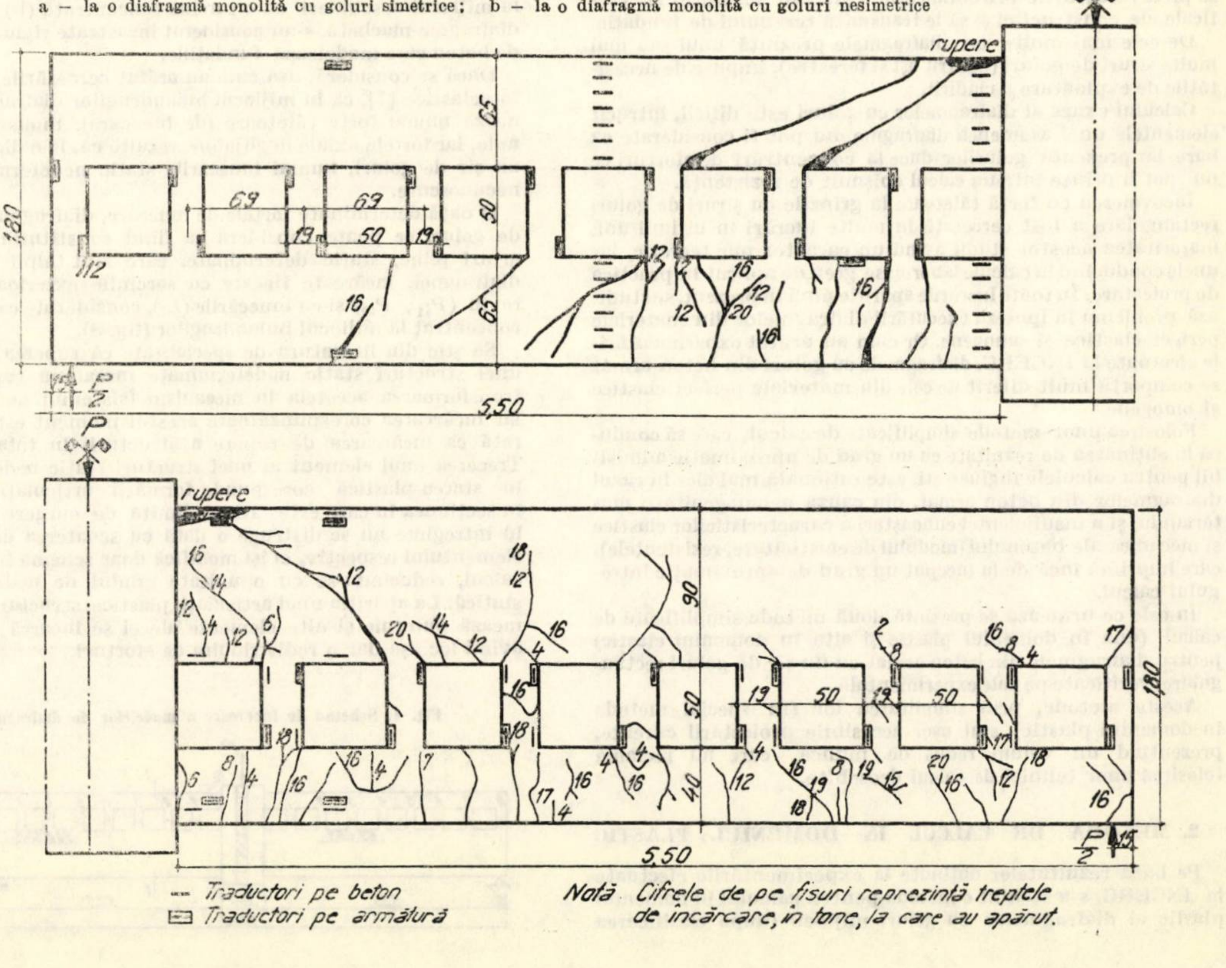


Fig. 3. Schema de încărcare a unei diafragme cu un şir de goluri
a – sistemul static nedeterminat; b – sistemul static determinat echivalent

La modelele de diafragme cu goluri experimentate, măsurătorile şi observaţiile efectuate au arătat că, de la o anumită treaptă de încărcare (în general după limita stadiului II), pe măsura creşterii încărcării, în secţiunile de contact al buiandrugilor cu tălpile, se formează succesiv articulaţii plastice (se atinge limita de curgere în armătura întinsă). Aceasta se petrece fără distrugeri locale, astfel că, la distrugerea ansamblului de diafragmă, prin atingerea momentului încovoietor de rupere (M_r), în secţiunea de încastrare în fundaţie, aproape la toţi buiandrugii s-au format articulaţii plastice. Fisurile în aceste secţiuni s-au dezvoltat înclinat, în unele cazuri pînă la colţul din zona comprimată a buiandrugului (fig. 4). De subliniat că distrugerea diafragmelor cu goluri s-a produs, ca şi la diafragmele pline, prin atingerea momentului încovoietor de rupere (M_r) în secţiunea de încastrare în fundaţie şi nu datorită formării de articulaţii plastice în buiandrugi. Conlucrarea între cele două tălpi prin intermediul buiandrugilor s-a menţi-

Fig. 4. Releveul fisurilor şi poziţia traductorilor electrici rezistivi
a – la o diafragmă monolită cu goluri simetrice; b – la o diafragmă monolită cu goluri nesimetrice



— Traductori pe beton
▭ Traductori pe armătură

Notă Cifrele de pe fisuri reprezintă treptele de încărcare, în tone, la care au apărut.

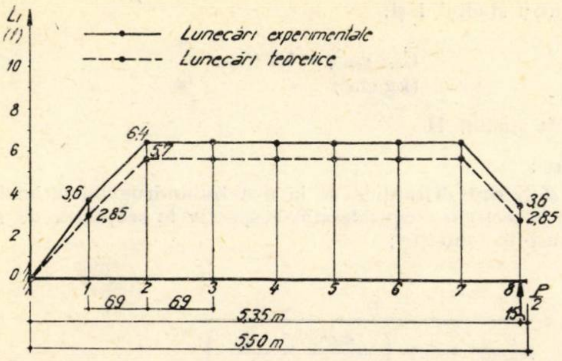


Fig. 5. Diagrama de lunecări (L_i în tone) în mijlocul buiandrugilor, în stadiul la rupere a unui model de diafragmă cu un şir de goluri nesimetrice

nut pînă la distrugerea totală a ansamblului de diafragmă. De menţionat că toţi buiandrugii elementelor experimentale au avut aceleaşi dimensiuni şi aceeaşi armare.

În stadiul de epuizare a capacităţii portante a ansamblului de diafragmă, în armătura întinsă a buiandrugilor intermediari (B_2 . . . B_7), s-a atins limita de curgere σ_c, iar în cei extremi (B_1 şi B_8), aproximativ $\sigma_c/2$ şi ca urmare lunecările L_i, în mijlocul buiandrugilor, în acest stadiu sînt : $L_2 = L_3 = . . . L_7 = L_r$ pentru buiandrugii intermediari, şi $L_1 \cong L_8 \cong L_r/2$, pentru buiandrugii de la primul şi utimul nivel (fig. 5).

Ţinînd seamă de modul de epuizare a capacităţii portante a diafragmelor experimentale (cum s-a arătat mai sus), metoda de calcul în domeniul plastic, prezentată în cele ce urmează, are la bază ipoteza conform căreia, o dată cu atingerea momentului încovoietor de rupere (M_r), în secţiunea de încastrare în fundaţie a ansamblului de diafragmă, în armătura întinsă a buiandrugilor, din secţiunile de racordare a acestora cu tălpile, se atinge σ_c (se formează articulaţii plastice) la toţi buiandrugii intermediari şi $\sigma_c/2$ la buiandrugii de la primul şi ultimul nivel.

Tabela 1

Valori medii ale momentului încovoietor de rupere (M_r) la modelele de diafragme experimentale

Tipul diafaragmei	Nr. diafragmelor încercate	(M_r)		
		Teoretic (tm)	Experimental	
			(tm)	(%)
1. Monolit plină (etalon)*)	4	63	61	100
2. Monolit cu goluri simetrice	4	63	70	115
3. Monolit cu goluri nesimetrice	4	63	62,5	103
4. Din panouri prefabricate cu goluri simetrice	4	63	64	105

*) Caracteristicile geometrice (dimensiuni şi procentul de armare) sînt similare cu ale diafragmelor cu goluri

Astfel, considerînd că în starea de echilibru la limită a structurii, repartiţia de eforturi unitare normale în secţiunea periculoasă este ca în figura 6 (ceea ce este în concordanţă cu rezultatele experimentale — tabela 1), rezultă ecuaţiile :

$$\sum_{1}^{8} L_i \cong 7 \cdot L_r = N_a' + N_b \qquad (1)$$

pentru talpa superioară a diafragmei şi

$$\sum_{1}^{8} L_i \cong 7 \cdot L_r = N_a \qquad (1')$$

pentru tapla inferioară, unde : N_a, N_a' şi N_b au semnificaţia din figura 6.

La diafragmele din beton armat cu glouri, dimensionarea se rezumă de fapt la aflarea ariei armăturii de rezistenţă în tălpi (din încovoierea generală a ansamblului de diafragmă) şi în buiandrugi (din lunecările static nedeterminate), întrucît, de regulă, dimensiunile geometrice ale diafragmelor sînt impuse aprioric (fiind dictate de condiţiile de rezemare, termo şi fono izolare) ; pentru solicitările din contracţie, transport, montaj, armătura se prevede în mod constructiv.

Armătura longitudinală de rezistenţă din încovoierea generală a ansamblului de diafragmă se dispune totdeauna simetric ($A_f = A_f'$) corespunzător celor două sensuri posibile de acţionare a forţelor orizontale seismice. În acest caz, la limita de rupere a diafragmei se poate considera (suficient de exact) că forţa de compresiune în beton (N_b) acţionează în acelaşi punct cu forţa rezistentă în armătura longitudinală comprimată (N_a') şi ca urmare braţul de pîrghie al cuplului interior este : $z = h_0 - a'$ [3].

În conformitate cu schema din figura 6, din condiţia de echilibru pentru momente şi în baza ecuaţiilor (1), (1') rezultă relaţia :

$$L_r = \frac{M_r}{7 \cdot z}. \qquad (2)$$

De remarcat că valorile lunecărilor la rupere L_r (forţele tăietoare din mijlocul buiandrugilor), stabilite în funcţie de momentul încovoietor de rupere experimental (cu ec. 2) au rezultat practic egale cu cele deduse, ţinînd seamă de deformaţiile specifice măsurate (cu traductori electrici rezistivi) pe armătura longitudinală din buiandrugi, ceea ce constituie o verificare în plus a ipotezelor făcute ; valorile teoretice ale lunecărilor L_r, stabilite cu ecuaţia (2), concordă de asemenea satisfăcător cu valorile lunecărilor stabilite experimental (fig. 5).

Aşa dar, mersul calculului în domeniul plastic (după stabilirea dimensiunilor geometrice), la diafragmele din beton armat (monolite sau din panouri prefabricate) cu un şir de goluri dispuse simetric sau nesimetric, avînd raportul dimensiunilor în plan : $\lambda_0 \geqslant 2$ şi caracteristici geometrice şi elastice similare pentru toţi buiandrugii (cazuri curente în practica de proiectare), este următorul :

a. Se determină secţiunea armăturii de rezistenţă în tălpi, din încovoierea generală, în stadiul limită de rupere, considerînd că cele două tălpi conlucrează (fig. 6) :

$$A_f = A_f' = \frac{M_r}{\sigma_c \cdot z}. \qquad (3)$$

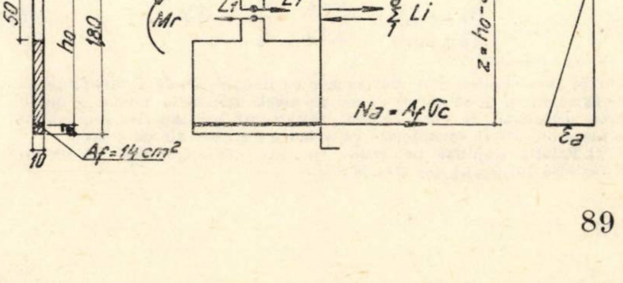
b. Se determină lunecările limită L_r în mijlocul buiandrugilor, admiţîndu-se ipoteza că o dată cu atingerea momentului încovoietor de rupere (M_r), în secţiunea de încastrare în fundaţie a ansamblului de diafragmă, se formează articulaţii plastice (se atinge σ_c în armătură) la toţi buiandrugii intermediari în secţiunile lor de contact cu tălpile, iar la buiandrugii de la primul şi ultimul nivel, în aceleaşi secţiuni, efortul unitar în armătură este 0,5 σ_c (cum a rezultat la experimentări), cu relaţia :

$$L_r = \frac{M_r}{(n-1)\, z}. \qquad (4)$$

Aceasta este evident relaţia (2) generalizată, în care n este numărul de buiandrugi al diafragmei.

c. Se determină secţiunea armăturii longitudinale (totdeauna simetrică) şi transversale în buiandrugi, considerîndu-i încastraţi în cele două tălpi şi încărcaţi la mijloc cu forţa L_r (buiandrugii intermediari), respectiv cu $L_r/2$ (buiandrugii extremi), în conformitate cu schema din figura 7. Momentele maxime din buiandrugi se obţin imediat din : $\overline{M}_r = L_r \cdot c$, în care c este jumătate din deschiderea buiandrugului.

Fig. 6. Schema de eforturi unitare normale în stadiul de rupere în secţiunea de încastrare în fundaţie, la diafragmele experimentale cu goluri



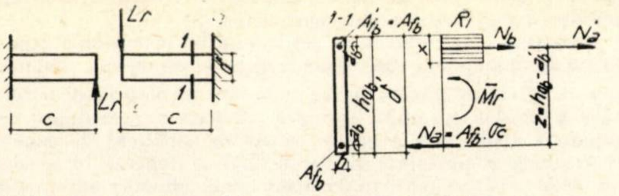


Fig. 7. Schema de încărcare și de calcul a buiandrugilor diafragmelor cu un șir de goluri, la formarea articulațiilor plastice

d. Armătura transversală pentru preluarea eforturilor principale de întindere în tălpile diafragmei (cînd betonul nu le poate prelua singur) se determină, considerînd cele două tălpi separate și încărcate cu sarcinile exterioare aferente (din condiția de egalitate a săgeților) și cu lunecările L_r, respectiv $L_r/2$ în mijlocul buiandrugilor, ca la punctul c.

Metoda*) de calcul în domeniul plastic propusă, avînd în vedere domeniul în care a fost verificată, este aplicabilă la diafragmele din beton armat cu un șir de goluri (simetrice sau nesimetrice), la care raportul dimensiunilor în plan: $\lambda_0 \geqslant 2$ și toți buiandrugii au aceleași dimensiuni și același procent de armare (cazul curent la clădirile ce se execută cu diafragme).

Experimentările au ilustrat necesitatea prevederii (în mod constructiv) unei armături la 45°, la colțurile golurilor și a unei armături continue verticale, pe marginea golurilor, cel puțin pe primele 3—4 niveluri, pentru reducerea apariției și dezvoltării fisurilor, măsuri care în final conduc la îmbunătățirea substanțială a comportării diafragmelor.

Experimentările efectuate au arătat că pentru asigurarea formării articulațiilor plastice în buiandrugi (atingerea limitei de curgere în armătura întinsă), în secțiunea de contact cu tălpile diafragmei, fără distrugerea locală a betonului din zona comprimată a acestei secțiuni, procentul de armare pentru armătura solicitată la încovoiere în buiandrugi este indicat să nu depășească 2% ($Af_b = A'f_b = bh_{ob} \cdot \mu/100$ cu notațiile din fig. 7).

3. METODĂ DE CALCUL ÎN DOMENIUL ELASTIC

Experimentările efectuate au permis de asemenea să se generalizeze și să se adapteze pentru calculul diafragmelor din beton armat, cu un șir de goluri mijlocii, „metoda modulului de elasticitate transversal echivalent", pusă la punct de ing. M. Arcan [2], pentru materiale perfect elastice și omogene.

Astfel, pe baza rezultatelor experimentale obținute (a deformațiilor specifice măsurate cu traductori electrici rezistivi și a săgeților măsurate cu comparatoare 1/100 mm) s-a stabilit legea de variație a modulului de elasticitate transversal echivalent (caracteristică de bază în calculul cu această metodă) pentru materialul beton ($G_{ech \cdot beton}$).

De menționat că cercetările efectuate într-o primă etapă (în 1962) au condus la concluzia, cu caracter orientativ, că în cazul diafragmelor din beton armat, valoarea modulului de elasticitate transversal echivalent este constantă și de circa patru ori mai mică decît în cazul materialelor perfect elastice și omogene [4], însă rezultatele experimentale obținute în etapele următoare au precizat că valorile ale lui $G_{ech \cdot beton}$, astfel stabilite, concordă satisfăcător cu cele experimentale (reprezintă aproximativ media acestora de-a lungul diafragmei), numai pentru stadiul I de lucru al diafragmei.

În final aceste rezultate au ilustrat faptul că $G_{ech \cdot beton}$, spre deosebire de G_{ech} (pentru materiale elastice și omogene) care este constant în orice secțiune a grinzii pentru orice valoare a încărcării, variază aproximativ liniar în lungul diafragmei și diferit pentru cele două faze principale de deformație ($I-I_a$, respectiv $II-II_a$) (fig. 8), legea de variație a acestei caracteristici convenționale fiind sensibil apropiată de cea dată în relațiile**):

$$\underset{(\mathrm{kg/cm^2})}{G_{ech \cdot beton}} = \frac{G_{ech}}{2{,}15} \cdot \frac{x}{l_0} + 2\,300 \tag{5}$$

pentru stadiul I și,

$$\underset{(\mathrm{kg/cm^2})}{G_{ech \cdot beton}} = 1{,}3\, G_{ech.} \frac{x}{l_0} \tag{5'}$$

pentru stadiul II

în care:

x și l_0 sînt distanțele de la axa buiandrugului ultimului nivel la secțiunea considerată, respectiv la secțiunea de încastrare în fundație;

$$G_{ech.} = \frac{\beta'}{A'_m(\beta + \beta') \cdot \left(\dfrac{4c^2}{12EJ} + \dfrac{1}{A'_m \cdot G}\right)} \tag{6}$$

unde:

$$\beta = \frac{\delta}{a};\ \beta' = \frac{\delta'}{a};\ A'_m = \frac{b \cdot \delta'}{1{,}2};\ J = \frac{b \cdot \delta'^3}{12};$$

E (kg/cm²) și G (kg/cm²) — caracteristicile materialului;

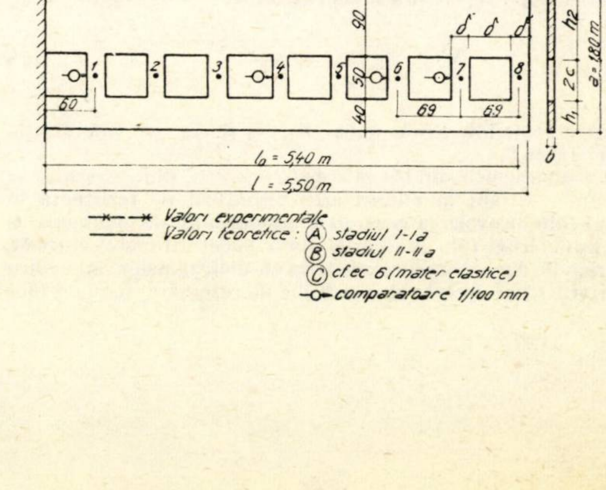
a, b, c, δ, δ' (fig. 8).

Valoarea lui $G_{ech \cdot beton}$, corespunzător buiandrugului de la ultimul nivel ($x = 0$) pentru stadiul II, fiind diferită de zero și practic egală cu a buiandrugului următor (cum au arătat experimentările), se va lua în calcul egală cu a acestui buiandrug după ecuația (5').

Lunecările static nedeterminate (L_i) în mijlocul buiandrugilor (fig. 3), calculate cu metoda modulului de elasticitate transversal echivalent [2], în care se introduce $G_{ech \cdot beton}$ (ec. 5 și 5') în loc de $G_{ech.}$ pentru materialele elastice și omogene (ec. 6), corespund destul de satisfăcător cu cele stabilite experimental (fig. 9); cum se vede în această figură, lunecările L_i, calculate ca pentru materiale elastice și omogene, diferă sensibil, atît ca valoare cît și ca repartiție în lungul diafragmei.

De asemenea, cum rezultă din figura 9, la schema de încărcare din figura 1, diagramele de lunecări L_i în mijlocul buiandrugilor, în stadiul II de lucru, sînt de formă aproximativ parabolică, cu valori mai mari în buiandrugii mijlocii și scăzînd spre buiandrugii extremi (spre primul și ultimul nivel), spre deosebire de stadiul I cînd cele mai mari lunecări se obțin în general în buiandrugii de la penultimul nivel (asemănător cazului materialelor elastice); măsurările deplasărilor în mijlocul unor buiandrugi cu comparatoare 1/100 mm (fig. 8)

Fig. 8. Variația lui $G_{ech \cdot beton}$ la o diafragmă cu goluri nesimetrice



---

*) Se poate aplica și la diafragmele cu două șiruri de goluri apropiate (de exemplu cu două goluri de uși pe nivel, despărțite numai printr-un perete ortogonal), la care aportul pilastrului median este neglijabil și ca atare ele pot fi considerate ca avînd un singur șir de goluri.

**) Relații stabilite pe baza valorilor experimentale cu privire la variația lui $G_{ech \cdot beton}$ (fig. 8).

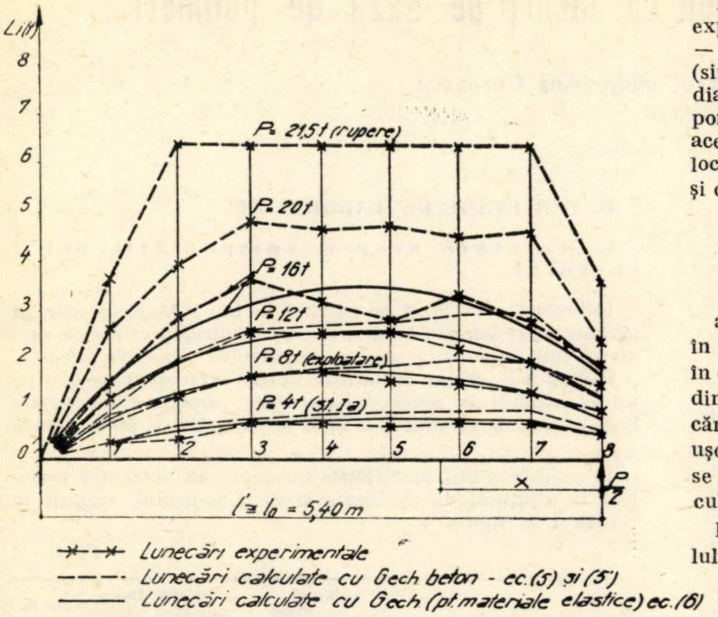


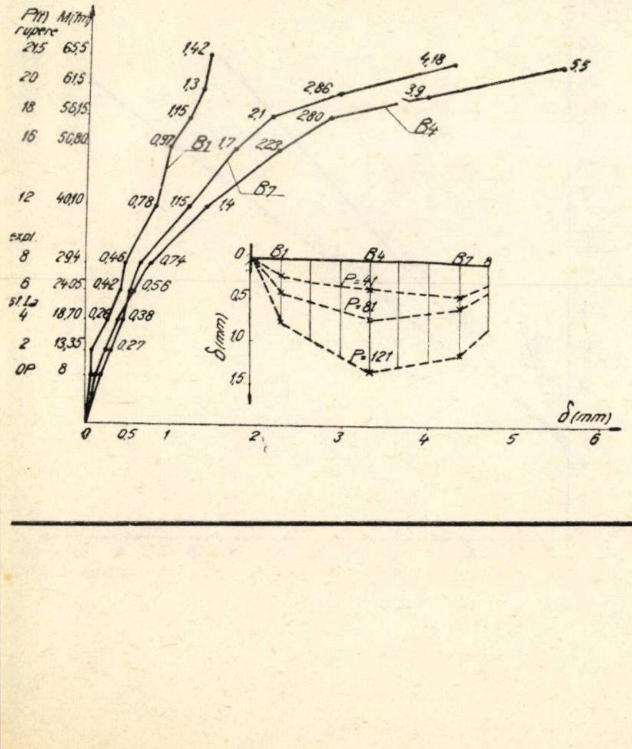
Fig. 9. Diagrama de lunecări (L_i în tone), în mijlocul buiandrugilor, la diferite trepte de încărcare (P), la o diafragmă cu goluri nesimetrice

au confirmat această lege de variaţie a lunecărilor (fig. 10). Această diagramă de variaţie a lunecărilor L_i, respectiv a caracteristicii $G_{ech \cdot beton}$, este verificată în plus şi de concordanţa bună obţinută între săgeţile teoretice şi cele experimentale (fig. 11).

Se consideră că această deosebire de valoare şi distribuţie a eforturilor în lungul diafragmelor de beton, faţă de cele din materialele elastice şi omogene (în special după atingerea stadiului I_a), se datoreşte procesului de fisurare a betonului, avînd loc o redistribuire a eforturilor în buiandrugi pe măsura sporirii sarcinii.

Aşadar, calculul diafragmelor cu un şir de goluri, din beton armat, cu metoda modulului de elasticitate transversal echivalent, se face similar ca în cazul materialelor elastice şi omogene [2], folosind aceleaşi abace*) pentru determinarea lunecărilor L_i, luîndu-se însă în calcul $G_{ech \cdot beton}$ (ec. 5 şi 5′) în loc de $G_{ech.}$ (ec. 6).

Fig. 10. Diagrame încărcări - deplasări în mijlocul unor buiandrugi (B_i) la o diafragmă cu goluri nesimetrice



Formulele de calcul ale acestei metode — cum au arătat experimentările pe modele fotoelastice efectuate în INCERC — sînt valabile numai pentru cazurile cînd şirul de goluri (simetrice sau nesimetrice) se află într-o fişie centrală a diafragmei de cel mult jumătate din lăţimea sa, iar raportul dimensiunilor în plan este $\lambda_0 \geqslant 2{,}5$; de asemenea, aceste experimentări au dovedit că lunecările (L_i) în mijlocul buiandrugilor variază atît cu schema de încărcare, cît şi cu caracteristicile geometrice şi elastice ale diafragmei.

4. CONCLUZII

a. Metoda de calcul în domeniul plastic propusă reduce în mare măsură volumul de lucru în comparaţie cu metodele în domeniul elastic, întrucît structura apare static determinată din prima fază a calculului, putîndu-se stabili imediat lunecările în mijlocul buiandrugilor; prin aceasta, metoda este uşor aplicabilă în practica de proiectare, iar rezultatele care se obţin prezintă un grad de exactitate admisibil pentru calculele inginereşti.

b. La metoda de calcul în domeniul elastic, în baza modulului de elasticitate transversal echivalent $G_{ech \cdot beton}$, cu legea de variaţie arătată în acest studiu, sistemul static nedeterminat al diafragmei în ansamblu se transformă în două sisteme static determinate de diafragme pline (tălpile). Această metodă cuprinde formule care se pot pune uşor sub formă de abace şi tabele, ceea ce uşurează simţitor munca în proiectare.

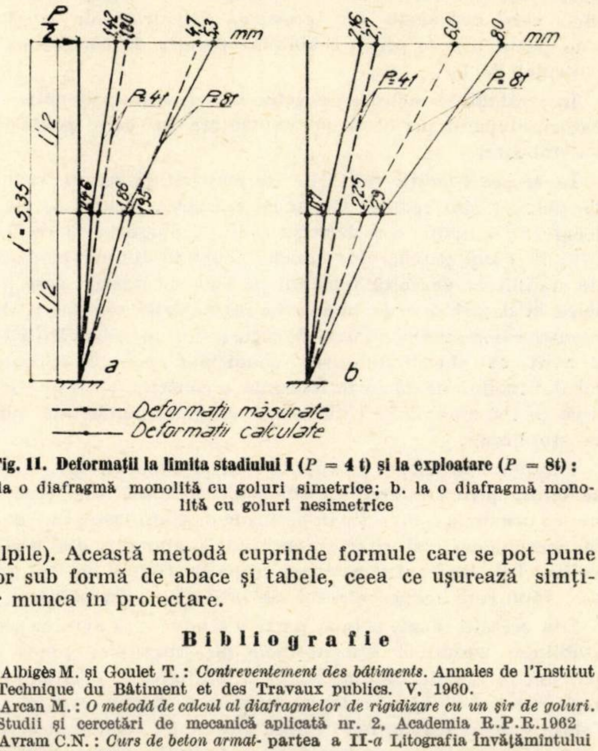


Fig. 11. Deformaţii la limita stadiului I (P = 4 t) şi la exploatare (P = 8t): a. la o diafragmă monolită cu goluri simetrice; b. la o diafragmă monolită cu goluri nesimetrice

Bibliografie

[1] Albigès M. şi Goulet T.: *Contreventement des bâtiments*. Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux publics. V, 1960.
[2] Arcan M.: *O metodă de calcul al diafragmelor de rigidizare cu un şir de goluri*. Studii şi cercetări de mecanică aplicată nr. 2, Academia R.P.R.1962
[3] Avram C.N.: *Curs de beton armat*- partea a II-*a* Litografia Învăţămîntului Timişoara, 1955.
[4] Brânzan I.: *Unele cercetări experimentale privind realizarea îmbinărilor la diafragmele antiseismice ale clădirilor din panouri mari*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 11, 1962.
[5] Brânzan I: *Rezistenţa diafragmelor din panouri mari*. Buletinul INCERC-ISCAS, nr. 4, 1962.
[6] Bârnzan I: *Unele probleme privind calculul şi alcătuirea diafragmelor verticale din panouri mari*. Teză de doctorat şi autoreferat. Institutul Politehnic Timişoara, 1964.
[7] Mateescu D., Anastasescu D., Gădeanu L.: *Calculul timpanelor rigide cu un şir de goluri*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 2, 1962
[8] Nicolau V.: *Betonul armat*, Bucureşti, Editura Tehnică, 1962.
[9] Petcu V.: *Problemele proiectării plastice a structurilor static nedeterminate de beton armat*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr.8, 1961.

---

*) De menţionat că ecuaţia diferenţială generală de ordinul 2 cu coeficienţi constanţi, a efortului de lunecare L_i, prezentată în [2], nu a fost reconsiderată pentru diafragmele din beton armat, folosindu-se direct abacele date în această lucrare

Finisarea pardoselilor din lemn cu lacuri pe bază de polimeri

Ing. C.D.C. Costescu, chim. Ana Cernescu
INCERC

I. INTRODUCERE

Pardoselile din parchet devenite tradiționale prezintă avantajul unui aspect plăcut și o izolare termică bună.

Întreținerea aspectului, prin spălare cu White-spirit și ceruire la intervale destul de mici, reprezintă o dificultate. Pentru simplificarea întreținerii, în străinătate au început să se folosească în ultimii douăzeci de ani lacuri transparente, care păstrează aspectul pardoselii de parchet și a cărei curățire se realizează ușor prin ștergere cu cîrpa, eventual umezită.

O dată cu începerea folosirii acestor lacuri, s-a constatat că ele prezintă și calitatea de a proteja parchetul de acțiunea apei, care la pardoselile obișnuite putea duce la umflarea și desprinderea acestora. Din această cauză în limba germană aceste lacuri se numesc și Siegel Lacke deci „lacuri de etanșare".

O dată cu introducerea parchetului lamelar s-au observat și alte avantaje ale acestor lacuri. Ele preiau solicitările de uzură din utilizare, astfel că operațiile de rașchetare periodice, care consumau din grosimea lamelelor de parchet s-au putut înlocui printr-o simplă operație de completare a peliculei de lac.

În străinătate aplicarea acestor lacuri se face de către locatari, după o perioadă de exploatare în care parchetul s-a stabilizat.

În aceste condiții calitățile de elasticitate cerute lacului de parchet sînt reduse. Deoarece aplicarea lacului de către locatari presupune o a doua rașchetare, operația apare delicată în cazul parchetului lamelar, care în timpul perioadei de stabilizare dezvoltă tensiuni în linia de adeziv, care pot duce la desprinderi de lamele la rașchetările ulterioare. Din această cauză studiul realizat de către autori în cadrul INCERC a avut ca obiect stabilirea condițiilor pentru aplicarea lacului înainte de darea în folosință a construcției respective, ceea ce impunea să se țină seamă de jocul parchetului pînă la stabilizare.

Parchetul în timpul manipulării și al montării pe șantier se umflă prin creșterea conținutului de umiditate, ceea ce are ca urmare o contracție în perioada de stabilizare, care duce la deschiderea rosturilor și necesită o alungire din partea peliculei de lac pentru a nu se crăpa în timpul acestui proces, fapt care reduce efectul de protecție prin etanșare.

Din această cauză, prima parte a studiului a avut ca scop stabilirea variațiilor dimensionale ale diferitelor tipuri de parchet în funcție de umiditatea atmosferică și cu stabilirea rezistenței și alungirii celor trei tipuri de lacuri, care se pot folosi în acest scop la noi în țară. În paralel s-au făcut determinări de rezistențe la uzură ale peliculelor de lac, în afară de caracteristicile obișnuite pentru acestea.

Un al doilea aspect care a ieșit în evidență după primele experimentări de șantier a fost acela al pregătirii suprafeței parchetului în vederea lăcuirii.

Rașchetarea manuală, care se consideră suficientă în cazul finisării prin ceruire, prezintă numeroase denivelări locale, care ies în evidență în mod supărător după aplicarea lacului; chiar șanțurile care nu sînt aparente, lăsate de un abraziv mai mare sau de marginile aparatelor de rașchetat cu cuțite, dăunează aspectului pardoselii lăcuite. Realizarea unei suprafețe plane și netede constituie și o condiție economică, deoarece în cazul acesta se reduce la minimum cantitatea de lac care trebuie aplicată. Din această cauză a fost necesar un studiu sistematic al finisării pardoselilor de parchet prin șlefuire mecanică, în vederea asimilării unor astfel de utilaje.

II. CERCETĂRI DE LABORATOR

1. Cercetări asupra comportării parchetului

Încercările s-au făcut pe parchet de fag și stejar precum și pe plăci fibro-lemnoase dure, la care lăcuirea prezintă de asemenea interes pentru protejarea suportului împotriva uzurii.

Pentru a se obține variații în limite extreme, depășind pe acelea întîlnite în practică, s-a studiat variația dimensională între starea de echilibru de 30°C și 95% UR și 50°C și 45% UR.

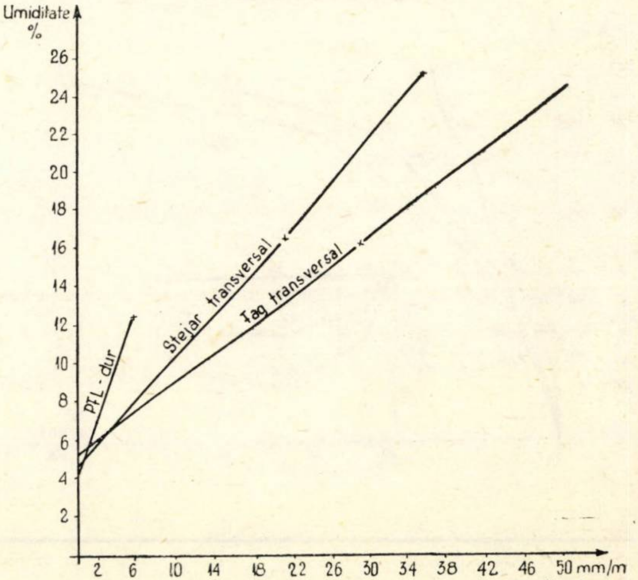
În aceste condiții, materialele încercate au prezentat variațiile de conținut de umiditate și de dimensiuni arătate în tabela 1 și figura 1.

Tabela 1

Nr. crt.	Materialul cercetat	Conținut de umiditate		Variația dimensională pe element		Joc în rost *) (%)
		50°C 45% UR	30°C 95% UR	(%)	(mm)	
1.	Parchet cu lambă și uluc din fag	5,25	16,3	—	—	—
	— longitudinal	—	—	0,35	1,05	210
	— transversal	—	—	2,90	1,30	260
2.	Parchet cu lambă și uluc din stejar	4,7	16,6	—	—	—
	— longitudinal	—	—	0,375	1,12	224
	— transversal	—	—	2,050	0,92	184
3.	Parchet lamelar din stejar	4,7	16,6	—	—	—
	— longitudinal	—	—	0,375	0,42	84
	— transversal	—	—	2,050	0,45	90
4.	PFL dur	4,25	12,4			
	— longitudinal	—	—	0,612	—	1224
	— transversal	—	—	0,585	—	1170
	— diagonal	—	—	0,675	—	—

*) În funcție de mărimea uzuală a lamei sau lamelei, presupunînd • deschidere inițială a rosturilor de 0,5 mm.

Fig. 1. Variația dimensională a lamelelor de fag, stejar, P.F.L. în funcție de conținutul de umiditate



În practică, cea mai mare umiditate găsită pe șantier a fost de 20%, în care caz pînă la stabilizare (12% umiditate), se produce o contrație transversală de 1,40% în cazul stejarului și 2,06% în cazul fagului, deci de aproximativ 1,5 ori mai mică decît variația din laborator. De aici rezultă că alungirea minimă necesară a lacului este de circa 122% în cazul stejarului și de circa 172% în cazul fagului.

Din valorile înscrise în diagrama din figura 1, se poate calcula contracția pentru oricare îmbrăcăminte de pardoseală din parchet sau PFL, dacă se măsoară umiditatea în momentul aplicării lacului și dacă se cunoaște umiditatea de echilibru.

2. Cercetări asupra lacurilor

S-au studiat trei tipuri de lacuri :

— lacul carbamidic produs curent de fabrica Azur din Timișoara, vîndut sub denumirea : Palux ;

— lacul poliuretanic produs experimental de Laboratorul central de cercetări pentru lacuri și cerneluri (LCCLC) al MICh ;

— lacul de butiral polivinilic, loturi experimentale puse la dispoziție de ICECHIM.

a) Rezistența la tracțiune și alungire

Pentru a verifica capacitatea lacurilor de a prelua jocul din rostul dintre lamelele de parchet s-au tăiat pelicule pe care, după desprindere de pe suport, s-au determinat rezistențe la tracțiune și alungire. În cazul lacului poliuretanic rezistența s-a determinat pentru stratul de grund și pentru stratul de lac propriu-zis.

În tabela 2 sînt prezentate rezultatele acestor determinări.

Tabela 2

Nr. crt.	Pelicula de lac	Rezistența la tracțiune (kgf/cm²)	Alungirea la rupere (%)
1.	Lac carbamidic	18,0	10,0
2.	Lac poliuretanic		
	grund	11,2	53
	lac	12,2	60
3.	Lac de butiral polivinilic	25,56	197

După cum se vede, caracteristicile cele mai favorabile le prezintă lacul de butiral polivinilic, care prezintă simultan rezistența și alungirea maximă. De asemenea lacul de poliuretan satisface condițiile de elasticitate calculate în paragraful 1, pentru parchetul lamelor de stejar, pe cînd lacul carbamidic apare corespunzător numai pentru aplicarea de către locatar după stabilizarea parchetului.

b) Viscozitatea și conținutul de solide

Viscozitatea determină ușurința de aplicare și de netezire a urmelor de pensulă, pe cînd conținutul de solide reprezintă materialul care formează pelicula de lac după îndepărtarea solventului.

În tabela 3 sînt prezentate aceste caracteristici pentru lacurile cercetate.

Tabela 3

Nr. crt.	Lacul	Viscozitate*) secunde	Conținut de **) solide (%)
1.	Lac carbamidic	36,4	50
	Soluție de întăritor	—	0,10
2.	Lac poliuretanic	20	47
	Soluție de întăritor	—	60
	Grund de îmbibare	10—15	30
3.	Lac de butiral polivinilic	218,6	22—24

*) Cupa viscozimetrică STAS 2096-61, duza Ø 4 mm, t = 20°C

**) Uscare la constant de 150°C.

La primele două lacuri atît viscozitatea cît și conținutul de solide se modifică în momentul aplicării prin amestec cu întăritorul ; conținutul de solide cel mai mare îl prezintă lacul poliuretanic, circa 50%, și cel mai scăzut butiralul polivinilic, care se mai diluează cu alcool în momentul aplicării, ajungînd la circa 20%. Conținutul scăzut de solide impune aplicarea unor cantități de lac pe unitatea de suprafață invers proporționale, fapt care mărește numărul de straturi și costul în comparație cu celelalte două tipuri de lacuri.

c) Determinarea adeziunii

Adeziunea s-a determinat prin smulgerea cu o forță aplicată perpendicular pe suprafața de încercare ; s-a făcut determinarea adeziunii pe suport din PFL dur, parchet din stejar și parchet din fag, folosind martorii din stejar lipiți cu lac poliuretanic. În tabela 4 sînt redate rezultatele obținute.

Din punct de vedere al adeziunii toate lacurile primite corespund, depășind cu mult condiția minimă pe care trebuie să o îndeplinească un adeziv folosit la pardoseli.

Tabela 4

Suportul	Adeziune (kgf/cm²)	Observații
	Lac poliuretanic	
PFL dur	9,94	Ruperea s-a produs în PFL
,,	9,00	,,
,,	10,20	,,
Parchet fag	14,22	Nu s-a desprins
,,	14,74	Desprinderea s-a făcut în martorul de lemn și în adeziv
,,	17,39	Desprinderea s-a făcut în adeziv și în parchet
Parchet stejar	14,01	Desprinderea s-a făcut în adeziv și în parchet
,,	14,40	Nu s-a desprins
,,	14,49	Nu s-a desprins
	Lac butiral polivinilic ICECHIM	
PFL dur	8,52	Rupere în PFL
,,	6,07	,,
,,	6,48	,,
Parchet din fag	16,55	S-a desprins în adeziv
,,	16,55	,,
,,	11,85	S-a rupt sîrma
Parchet din stejar	16,50	S-a desprins lacul de parchet
,,	17,03	,,
,,	16,84	,,
	Lac carbamidic — Timișoara	
PFL dur	7,04	S-a desprins în PFL
,,	6,42	,,
,,	6,38	,,
Parchet din fag	14,82	S-a rupt sîrma
,,	10,30	S-a rupt în adeziv
,,	14,42	Nu s-a putut desprinde
Parchet din stejar	10,83	S-a rupt în adeziv
,,	9,71	,,
,,	8,88	,,

d) Determinarea rezistenței la zgîriere

Pentru determinarea rezistenței la zgîriere s-a folosit aparatul Clemens-Keyl, la care s-a adaptat însă ca element de zgîriere un ac de patefon, conform standardului 2538—51. Probele s-au supus la încercări cu greutăți crescînde de 50—100—200 și 500 g. La toate probele nu apar urme la sarcina de 50 g ; începînd însă de la sarcina de 100 g apar zgîrieturi.

Din acest punct de vedere deci nu se poate face o deosebire între cele 3 tipuri de lacuri.

e) Determinarea comportării la poansonare

Poansonarea s-a efectuat pe probe de placaj pe care s-au aplicat lacuri în cantitățile arătate la punctul g ; aceste probe au fost lipite pe suporturi din beton. Încercarea s-a efectuat cu o greutate de 61 kg și la 150 de cicluri, la aparatul de poansonare cu piciorul de scaun. Piciorul de scaun este confecționat dintr-o vergea de stejar cu Ø 2 cm care oscilează la un unghi de 30° de o parte și de alta a normalei punctului de sprijin, la fiecare ciclu. Greutatea de 61 kg acționează asupra acestui „picior de scaun". Rezultatele au fost corespunzătoare pentru toate cele trei lacuri ; deși suportul de placaj a suferit deformații importante în timpul determinării, nici una din probe nu a prezentat fisurări, desprinderi sau alte degradări.

f) Determinarea permeabilității la vapori de apă

Conform datelor obținute din literatura străină, lacurile de parchet trebuie să prezinte o permeabilitate la vapori corespunzătoare pentru a permite respirația lemnului.

Experimentările s-au efectuat conform caietului de încercări pentru vopsele INCERC, într-o atmosferă condiționată de 95% umiditate relativă la exterior și clorură de calciu în interiorul celulei de încercare la 25°C.

Probele de lacuri s-au aplicat pe parchet lamelar pentru a putea constata ce rezultate se obțin în cazul cînd lacul este aplicat pe rosturi și pe probe de placaj, pentru a se putea observa ce permeabilitate la vapori se obține pe o suprafață continuă.

Rezultatele sînt date în tabela 5.

Tabela 5

Suportul	Consum (g/m^2)		Rezistența la trecerea vaporilor (m^2. h. mm. col. Hg/g)
	Lac poliuretanic		
	Grund	*Lac*	
Lamele parchet	147,4	250	18,78
,,	168,5	250	40,94
,,	157,7	250	40,94
Placaj de lemn	158,1	250	15,29
	Lac butiral polivinilic		
Lamelă parchet	700		41,66
,,	700		81,61
,,	700		40,94
Placaj de lemn	700		31,09
	Lac carbamidic		
Lamele parchet	500		25,63
,,	500		32,52
,,	500		38,35
Placaj de lemn	500		31,09

Din rezultatele obținute reiese că lacurile de parchet nu constituie o barieră propiu-zisă și deci, din punct de vedere al permeabilității la vapori, acestea sînt indicate pentru acoperirea parchetelor.

Faptul că s-a obținut o rezistență mai bună în cazul aplicării lacului pe parchet lamelar care are rosturi, față de placaj care reprezintă o suprafață aparent continuă, se datorește faptului că lacul îmbibă lemnul pe o adîncime mai mare decît placajul, iar straturile îmbibate funcționează la rîndul lor ca barieră de vapori. De altfel, cu excepția poliuretanului unde valoarea se poate datora unei discontinuități accidentale, diferența este de circa 10 unități la butiral polivinilic și nulă în cazul lacului carbamidic. Mai important este faptul că rostul dintre lamelele de parchet lamelar nu au micșorat rezistența la trecerea vaporilor.

g) Determinarea impermeabilității la apă

Lacurile de parchet ca să fie corespunzătoare trebuie să asigure impermeabilitatea la apă a pardoselii.

Experimentarea s-a efectuat atît pe probe de lac aplicate pe un suport care avea rosturi, cît și pe un suport continuu, la acțiunea unei coloane de 10 mm de apă. Cantitatea de lac aplicată a fost de :

700 g/m^2 la lacul de butiral polivinilic,
500 g/m^2 la lacul carbamidic,
150 g/m^2 grund și
250 g/m^2 lac poliuretanic

stabilită prin încercarea la uzură.

În toate cazurile s-a obținut o impermeabilitate totală la apă timp de 24 ore cît s-a făcut observația.

h) Determinarea rezistenței la uzură

Rezistența la uzură s-a determinat cu aparatul Stuttgart, experimentarea fiind făcută conform indicațiilor date în DIN 51954 pct.4.5.7. privitor la încercarea stratului de protecție a suprafețelor (de exemplu lacuri și alte produse).

În urma acestor experimentări s-au obținut rezultatele date în tabela 6.

Tabela 6

Tipul de lac	Uzura în (g/m^2)	
	După 67 cicluri simple	După 67 cicluri duble
Poliuretanic	18,95 24,82	34,80
Butiral polivinilic	13,61 11,28	14,44
Carbamidic	22,56 24,82	36,19

În afară de aceste încercări la uzură s-a făcut cîte o determinare pentru fiecare lac, la care s-au aplicat în loc de 67 treceri simple cu talpa cum se indică în DIN, 67 treceri duble cu talpa și s-au obținut rezultatele arătate în coloana ultimă din tabela 6.

După cum rezultă din tabela 6 butiralul polivinilic prezintă cea mai mare rezistență la uzură, fiind aproape dublă decît a celorlalte două tipuri de lac, probabil datorită elasticității ridicate, care face ca mecanismul de uzură să fie diferit de al celorlalte două lacuri mai rigide.

III. EXPERIMENTĂRI DE ȘANTIER

1. Pregătirea parchetului în vederea lăcuirii

Din literatură rezultă necesitatea aplicării lacului pe o suprafață netedă. Din această cauză la primele experimentări de șantier, parchetul după rașchetare manuală a fost șlefuit fin cu un aparat cu bandă de tipul folosit în industria mobilei. După aplicarea lacului s-a constatat că netezirea era corespunzătoare, obținîndu-se chiar de la al doilea strat o peliculă continuă, însă suprafața nu era plană, toate denivelările locale introduse prin rașchetare fiind scoase în evidență prin lăcuire.

Din această cauză a apărut necesar să se elimine operația de rașchetare manuală. Încercarea de a folosi aparate rotative cu cuțite pentru rașchetare a prezentat dificultăți din cauza denivelărilor între trecerile succesive ale aparatului. În afară de acestea, aparatul cu cuțite solicită puternic parchetul prezentînd pericol de desprindere în cazul parchetului lamelar montat prin lipire.

Ulterior s-au experimentat mașini cu abraziv atît cu cilindru cît și cu disc. Aparatele cu cilindru permit o productivitate ridicată, banda abrazivă răcindu-se în timpul drumului în gol mai bine decît la mașina cu disc. Deoarece nu s-a putut realiza încă în țară un adeziv care să prindă elastic granulele pe stratul suport, cercetările ulterioare s-au concentrat asupra aparatului cu disc. La acesta abrazivul aplicat pe un disc de fibră vulcan nu este supus la flexionări puternice ca în maşina cu disc, astfel că s-au putut realiza discuri abrazive corespunzătoare în ţară.

Prototipul sovietic experimentat iniţial prezintă o absorbţie necorespunzătoare a făinii de lemn, rezultată din şlefuire, care se răspîndeşte în atmosferă în cantitate mare. La prototipul realizat în ţară s-a ameliorat sistemul de aspiraţie, astfel încît concentraţia făinii de lemn în atmosferă rămîne în limite tolerabile.

În funcţie de denivelările iniţiale ale parchetului este necesar să se folosească trei sau numai două discuri cu abrazivi cu granulaţie diferită. Pentru prima operaţie este util un abraziv cu granule de 200 microni, pentru a doua de 125 microni şi pentru finisaj de 60 microni. În cazul cînd se lucrează numai cu două granulaţii se suprimă aceea de 200 microni, deoarece dacă este o diferenţă mai mare între două granulaţii folosite succesiv, eliminarea şănţuleţelor produse de abrazivul mare este foarte greu de realizat.

Toate pardoselile finisate prin şlefuire au dat rezultate bune, respectiv un aspect plăcut după lăcuire, în afară de cazurile cînd nu s-au eliminat complet toate denivelările parchetului cu abrazivul cu granulaţia cea mai mare folosită la lucrarea respectivă.

2. Operaţia de lăcuire

În încăperile în care se execută operaţia de lăcuire este necesar să se asigure o temperatură de cel puţin 15°C, iar umiditatea parchetului nu trebuie să depăşească 20%. În timpul aplicării lacurilor care conţin toate solvenţi mai mult sau mai puţin volatili, trebuie să se asigure o bună ventilaţie a încăperilor, iar în perioadele dintre lăcuiri, muncitorii trebuie să părăsească încăperea.

Lacurile poliuretanice şi cele carbamidice trebuie amestecate înainte de aplicare cu soluţie de întăritor şi lăsate pentru maturare circa 30 minute. La preparare trebuie să se ţină seamă de faptul că amestecurile pierd calităţile de aplicare după 4 ore în cazul lacului carbamidic şi după 5 ore în cazul lacului poliuretanic.

Din cauza vaporilor de solvenţi şi a suprafeţei întinse pe care se aplică, se recomandă ca lacurile să se aplice cu pensula şi nu prin stropire cu pistolul.

La aplicarea primului strat de grund se recomandă să se frece bine cu pensula pentru ca grundul să pătrundă bine în porii şi în rosturile din parchet. La interval de 24 ore pentru lacul de poliuretan şi 4—5 ore la lacul carbamidic şi la cel pe bază de butiral polivinilic, se pot aplica celelalte straturi.

Cantitatea aplicată pe metru pătrat variază pentru fiecare din cele trei tipuri de lacuri, datorită pe de o parte conţinutului diferit de solide şi pe de altă parte rezistenţei la uzură diferită. Consumurile recomandate pe baza încercărilor de laborator şi confirmate de urmărirea comportării în timp pe o perioadă de trei ani a lucrărilor experimentale, sînt de 700 ± 50 g/m^2 pentru lacul pe bază de butiral polivinilic, 500 ± 50 g/m^2 pentru lacul carbamidic şi de 400 ± 50 g/m^2 din care grund 150 ± 25 g/m^2 şi lac 250 ± 25g/m^2 pentru lacul poliuretanic.

Orientativ este necesar să se aplice trei straturi de lac poliuretanic, patru straturi de lac pe bază de butiral polivinilic şi 3—5 straturi de lac carbamidic, însă numărul efectiv de straturi trebuie stabilit după verificarea consumurilor de lac indicate mai înainte.

Pardoselile se pot da în circulaţie la 24 ore de la aplicarea ultimului strat de lac carbamidic, 48 ore pentru lacul pe bază de butiral polivinilic şi la 7 zile pentru lacul poliuretanic.

Lacurile aplicate în grosimile de mai sus trebuie refăcute anual în cazul folosirii în încăperi de birouri sau alte localuri cu circulaţie foarte intensă ; în cazul construcţiilor de locuinţe, primele lăcuiri executate experimental, care au vechime de trei ani, se prezintă corespunzător şi nu necesită refaceri.

IV. CONCLUZII

Cele trei tipuri de lacuri aplicate în cantităţile şi după tehnologia indicată mai sus conferă pardoselilor din parchet un aspect plăcut şi o întreţinere uşoară, precum şi o protecţie contra acţiunii ocazionale a apei. În cazul aplicării pe parchetul nou acest efect este mai marcat la lacul poliuretanic şi la cel pe bază de butiral polivinilic care au o elasticitate mai mare.

Aplicarea lacurilor prezintă cea mai mare eficienţă în cazul parchetului mozaic, căruia îi prelungeşte durata de utilizare, atît prin eliminarea consumării prin uzură a stratului de circulaţie, cît mai cu seamă prin evitarea degradărilor, care pot apărea la raşchetarea periodică a acestui tip de parchet.

Studiu asupra capacităţii de producţie a separatoarelor pneumatice cu împrăştiere

Ing. C. Dimitrescu
ICMPC

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Separatoarele pneumatice sînt utilaje care separă, dintr-o pulbere cu o anumită curbă granulometrică, particulele de dimensiuni mai mici decît acelea ale unei anumite particule, numită „particulă limită”. Fracţiunea formată din particule mai mici decît particula limită se numeşte „fracţiunea fină” sau „finul”, iar aceea formată din particule mai mari decît cea limită se numeşte „returul” sau „grişul” separatorului.

Evident, această separare ideală nu se produce practic, existînd în realitate o gamă de dimensiuni de particule, care se regăsesc atît în fin, cît şi în griş. De aceea, s-au adoptat, pentru particulele limită, diferite definiţii convenţionale, dintre care se va cita aceea indicînd particulele, ale căror dimensiuni sînt egale cu ochiurile unei site, pe care se obţine un reziduu al finului egal cu trecerea grişului.

A apărut de asemenea necesitatea de a se introduce noţiunea de randament al separatorului, care este raportul dintre cantitatea de fin separată şi cantitatea totală de fin, conţinută în materialul cu care se alimentează separatorul.

În lucrarea de faţă, calculele se vor face însă în ipoteza unei separări ideale, rămînînd ca influenţa randamentului separatorului să se resimtă în valorile unor parametri, ce se vor determina experimental.

Se va reaminti aici numai principiul de funcţionare al separatoarelor cu împrăştiere, fără a se insista asupra detaliilor constructive, a căror descriere reiese din cadrul lucrării de faţă.

Materialul cu care se alimentează separatorul ajunge, printr-un tub central, pe un disc rotativ (fig. 1), care îl împrăştie într-un spaţiu de secţiune inelară, prin care circulă un curent ascendent de gaze. Acestea antrenează particulele fine, în timp ce acelea care formează grişul cad sub influenţa greutăţii proprii. Particulele limită plutesc în curentul de gaze.

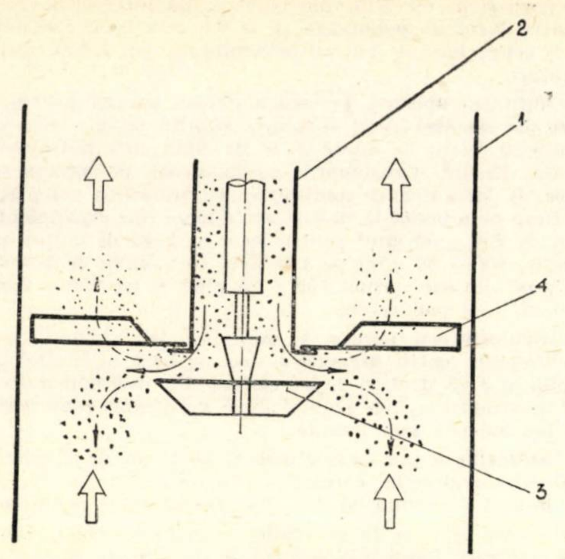


Fig. 1. Schema de funcționare a unui separator cu împrăștiere
1 – carcasă; 2 – tub de alimentare; 3 – disc împrăștiere; 4 – roată cu palete

——→ = material brut
– – → = fin
–·–·→ = griș
⇨ = gaze

Reglajul fineței materialului separat se obține prin variația vitezei curentului de gaze.

Această schemă simplificată de funcționare, care se va avea în vedere în calculele ce vor urma, nu este riguros exactă, deoarece coaxial cu discul de împrăștiere se mai rotește o roată cu palete, care schimbă direcția de deplasare a curentului de gaze. Acesta este produs de un ventilator amplasat, fie în carcasa separatorului, fie în afara ei.

Pentru un anumit debit de gaze, finețea produsului separat poate fi reglată, fie prin variația turației roții cu palete, fie prin schimbarea orientării paletelor, ceea ce are ca efect o modificare a condițiilor de scurgere a gazelor, respectiv a componentei verticale a vitezei lor, în zona de separare.

Prin capacitatea de producție F a unui separator se înțelege debitul de material fin separat. Acesta depinde atît de repartiția granulară a materialului brut, cu care se alimentează separatorul, cît și de tipul și dimensiunile acestuia. Se utilizează adesea, pentru a se caracteriza funcționarea unui separator, un indice q, denumit producție specifică, care este raportul dintre capacitatea de producție a separatorului și suprafața secțiunii transversale a spațiului de separare.

Lucrarea de față are drept scop stabilirea unei relații între producția specifică a separatoarelor cu împrăștiere și suprafața specifică a finului $q = q\,(s)$. Se vor studia atît repartiția granulară a finului, în funcție de aceea a materialului brut, cît și posibilitățile de separare ale separatoarelor, stabilindu-se, în funcție de aceste elemente, relația amintită.

Calculele se vor face pe baza unor ipoteze simplificatoare, după cum se va arăta mai departe, deoarece procesul real din separatoare este foarte complex și nu se pretează la o tratare matematică ușoară. Se vor utiliza în calcule parametri cu anumite semnificații fizice, ale căror valori se vor determina experimental, pentru a se ține seamă de abaterile procesului real de la schema ideală utilizată pentru stabilirea expresiei $q = q\,(s)$.

2. REPARTIȚIA GRANULARĂ ȘI SUPRAFAȚA SPECIFICĂ A FINULUI

Se va utiliza, pentru repartiția granulară a materialului brut, formula lui Gaudin :

$$R = 1 - \left(\frac{x}{X}\right)^n. \tag{1}$$

În ipoteza unei separări ideale, curba granulometrică a finului este dată de ecuația

$$R_f = \frac{R - R_l}{1 - R_l} \tag{2}$$

în care

$$R_l = 1 - \left(\frac{x_l}{X}\right)^n. \tag{3}$$

Introducînd valorile (1) și (3) în relația (2) se obține :

$$R_f = \frac{x_l^n - x^n}{x_l^n} = 1 - \left(\frac{x}{x_l}\right)^n, \tag{4}$$

care este chiar formula lui Gaudin aplicată finului.

Dacă se notează

$$y = \frac{x}{x_l}, \tag{5}$$

y fiind variabila adimensională „dimensiune relativă", se vede că relația (4) devine

$$R_f = 1 - y^n = R_f\,(y,\ n). \tag{6}$$

Deoarece în condiții uzuale de exploatare, separatoarele sînt utilizate în instalații de măcinare cu recirculație, reglate astfel încît prin moară să treacă o cantitate constantă de material, s-a pus ipoteza că n este aproximativ constant, deci că R_f este funcție numai de y

$$R_f = R_f\,(y). \tag{7}$$

Suprafața specifică a unei particule este dată de relația

$$s_x = \frac{C_1}{x\gamma}, \tag{8}$$

respectiv pentru particula limită

$$s_l = \frac{C_1}{x_l\gamma}. \tag{9}$$

Dacă suprafața specifică a unei particule oarecare se raportează la suprafața specifică a particulei limită, se obține „suprafața specifică relativă" a particulei

$$s_r' = \frac{x_l}{x} = \frac{1}{y}. \tag{10}$$

Suprafața specifică relativă a finului este

$$s_r = \int_0^1 s_n'\,(-\ d\ R_f) = -\int_0^1 \frac{1}{y}\cdot\frac{dR_f}{dy}\cdot dy = C_2, \tag{11}$$

unde C_2 este o funcție de n. În ipoteza n = const., C_2 este o constantă.

Rezultă deci că, în această ipoteză, suprafața specifică a finului este direct proporțională cu aceea a particulei limită :

$$s = C_2 s_l\,. \tag{12}$$

3. VITEZELE DE DEPLASARE ALE PARTICULELOR FINULUI

Particulele antrenate de un curent ascendent de gaze sînt supuse acțiunii a două forțe, care, după o perioadă tranzitorie, își fac echilibru.

Forța portantă, dirijată de jos în sus, are o expresie de forma :

$$P = C_3\,(v_g - v)^2\,x^2, \tag{13}$$

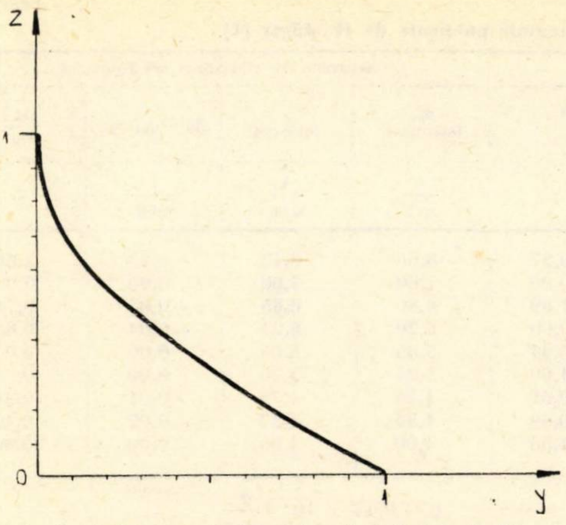


Fig. 2. Diagrama vitezelor relative ale particulelor finului

iar greutatea particulei este dată de formula

$$G = C_4 \gamma x^3. \qquad (14)$$

Din egalarea acestor expresii rezultă

$$v = v_g - C_5 \sqrt{\gamma} \cdot \sqrt{x}. \qquad (15)$$

În caz că $v = 0$, se găsește expresia dimensiunii particulei limită

$$x_l = \frac{1}{C_5^2 \gamma} \cdot v_g^2 . \qquad (16)$$

Se vede că un curent de gaze de viteză v_g antrenează particule de dimensiuni cuprinse între 0 și x_l, ale căror viteze au valori mergînd de la v_g la 0. Se vor introduce în formula (15) variabilele adimensionale, „dimensiune relativă", conform relației (5), și „viteză relativă", dată de relația

$$z = \frac{v}{v_g}. \qquad (17)$$

Ținîndu-se seamă și de relația (16), se obține ecuația

$$y = (1 - z)^2 \qquad (18)$$

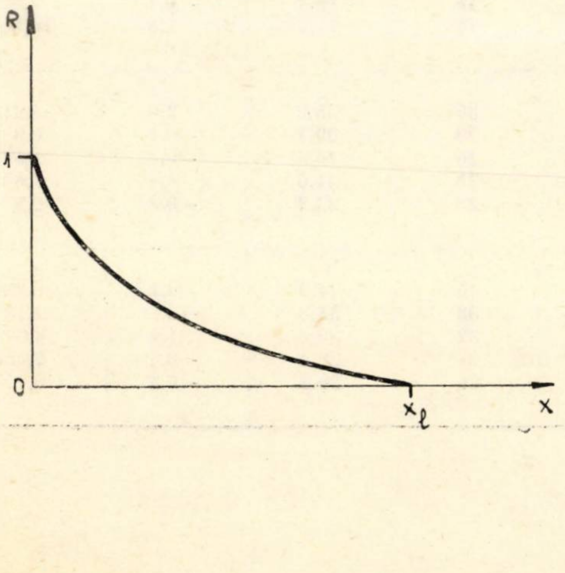
care reprezintă o parabolă tangentă la axa oz în punctul $z = 1$, după cum se vede în figura 2.

Viteza relativă medie a particulelor finului se va calcula, ținîndu-se seamă că într-o unitate de volum din pulberea antrenată există o cantitate $-dR_f$ de particule de diametru relativ y, avînd o viteză relativă z

$$z_m = \int_0^1 z(-dR_f) = -\int_0^1 (1 - y^{\frac{1}{2}}) \cdot \frac{dR_f}{dy} \cdot dy = C_6 \qquad (19)$$

unde C_6 este o funcție de n. În ipoteza $n = \text{const.}$ C_6 este o constantă.

Fig. 3. Curba granulometrică a finului



Viteza medie a particulelor este deci direct proporțională cu viteza gazelor

$$v_m = C_6 v_g . \qquad (20)$$

4. STABILIREA RELAȚIEI DINTRE PRODUCȚIA SPECIFICĂ A UNUI SEPARATOR CU ÎMPRĂȘTIERE ȘI SUPRAFAȚA SPECIFICĂ A FINULUI

Pentru simplificarea calculelor, se va înlocui materialul real separat cu un ansamblu ideal de particule de același diametru x_m, avînd aceeași suprafață specifică s ca și pulberea reală și aceeași viteză medie v_m.

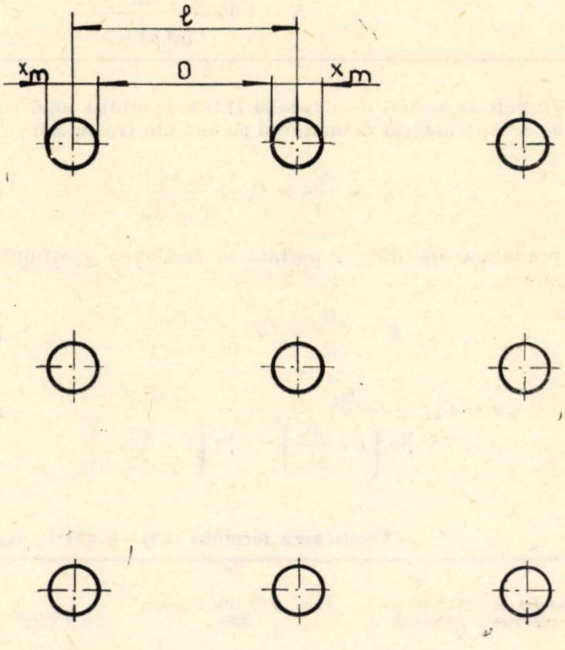


Fig. 4. Schema ideală a distribuției particulelor finului în curentul de gaze

Se va putea scrie deci:

$$x_m = \frac{C_1}{s\gamma} = \frac{C_1}{C_2} \cdot \frac{1}{s_l \gamma} = \frac{1}{C_2} x_l . \qquad (21)$$

Din relațiile (16) și (20) rezultă:

$$v_m = C_6 v_g = C_6 C_5 \sqrt{\gamma} \cdot \sqrt{x_l} = C_6 C_5 \sqrt{C_2 \gamma} \cdot \sqrt{x_m} =$$

$$= C_6 C_5 \sqrt{C_2 C_1} \cdot \frac{1}{\sqrt{s}} = C_7 \cdot \frac{1}{\sqrt{s}}. \qquad (22)$$

Se va presupune că particulele sînt uniform dispersate în spațiul de separare și se vor folosi notațiile din figura 4.

Pentru a se evalua debitul de material separat, se observă că timpul t, necesar pentru ca o particulă să parcurgă distanța $l = a + x_m$, este

$$t = \frac{l}{v_m} = \frac{a + x_m}{v_m}. \qquad (23)$$

Tabela 1

Verificarea formulei (27) cu datele experimentale publicate de H. Jäger [1]

Punctul	s Blaine	Separator de tip clasic				Separator cu cicloane și aer recirculat			
		q_m (măsurat)	q_c (calculat)	$\Delta q = q_m - q_c$	$\frac{\lvert \Delta q \rvert}{q_m}$	q_m (măsurat)	q_c (calculat)	$\Delta q = q_m - q_c$	$\frac{\lvert \Delta q \rvert}{q_m}$
	$\frac{cm^2}{g}$	$\frac{t}{m^2h}$	$\frac{t}{m^2 h}$	$\frac{t}{m^2 h}$	%	$\frac{t}{m^2 h}$	$\frac{t}{m^2 h}$	$\frac{t}{m^2 h}$	%
1	2 600	3,70	3,71	−0,01	0,27	8,65	8,42	0,23	2,66
2	2 800	3,20	3,20	0,00	0,00	7,60	7,60	0,00	0,00
3	3 000	2,75	2,78	−0,03	1,09	6,80	6,85	−0,05	0,74
4	3 200	2,40	2,40	0,00	0,00	6,20	6,24	−0,04	0,65
5	3 400	2,12	2,10	0,02	0,94	5,65	5,65	0,00	0,00
6	3 600	1,88	1,85	0,03	1,60	5,20	5,20	0,00	0,00
7	3 800	1,65	1,64	0,01	0,61	4,75	4,76	−0,01	0,21
8	4 000	1,45	1,46	−0,01	0,69	4,35	4,37	−0,02	0,46
9	4 200	1,28	1,30	−0,02	1,56	4,00	4,00	0,00	0,00
		$k = 0{,}39 \times 10^{-3} \frac{g}{cm^2}$ $K = 1\,550 \frac{t\ cm}{m^2 g^{\frac{1}{2}} h}$				$k = 0{,}16 \times 10^{-3} \frac{g}{cm^2}$ $K = 1\,220 \frac{t\ cm}{m^2 g^{\frac{1}{2}} h}$			

Ținîndu-se seamă de expresia (14) a greutății unei particule, rezultă debitul de material pe una din traiectorii :

$$Q = \frac{G}{t} = C_4 \gamma \frac{v_m x_m^3}{a + x_m} \tag{24}$$

și producția specifică raportată la secțiunea spațiului de separare

$$q = \frac{Q}{l^2} = C_4 \gamma \frac{v_m x_m^3}{(a + x_m)^3} \tag{25}$$

$$q = C_4 \gamma \frac{C_7}{\sqrt{s}\left(1 + \frac{a}{x_m}\right)^3} = \frac{C_4 C_7 \gamma}{\sqrt{s}\left(1 + \frac{a\gamma}{C_1} s\right)^3}. \tag{26}$$

Deoarece antrenarea particulelor fine se poate produce numai în anumite condiții de scurgere a gazelor în jurul lor, distanțele dintre particule neputînd scădea sub o anumită limită, s-a admis ipoteza $a =$ const., pe baza căreia formula (26) devine

$$q = \frac{K}{\sqrt{s}(1 + k s)^3}. \tag{27}$$

Unitățile în care se măsoară parametrii K și k depind de unitățile în care sînt date s și q.

Dacă s este dată în $\frac{cm^2}{g}$ și se caută valoarea lui q în $\frac{t}{m^2 h.}$, k va fi exprimat în $\frac{g}{cm^2}$, iar K în $\frac{t\ cm}{m^2 g^{\frac{1}{2}} h}$.

Tabela 2

Verificarea formulei (29) cu datele experimentale publicate de R. Bucchi și E. Pescali [2]

Regimul de funcționare	Debit de aer recirculat	Parametrii din formula (29)	Punctul	s Blaine	F_m (măsurat)	F_c (calculat)	$\Delta F = F_m - F_c$	$\frac{\lvert \Delta F \rvert}{F_m}$
	$\frac{m^3}{s}$			$\frac{cm^2}{g}$	$\frac{t}{h}$	$\frac{t}{h}$	$\frac{t}{h}$	%
A	21,8	$k = 0{,}09 \times 10^{-3} \frac{g}{cm^2}$ $K' = 3\,210 \frac{t\ cm}{g^{\frac{1}{2}} h}$	1	3 400	25	24,5	0,5	2,00
			2	3 700	22	22,2	−0,2	0,91
			3	4 060	20	19,8	0,2	1,00
			4	4 310	18	18,4	−0,4	2,22
			5	5 150	17	14,2	2,8	16,50
B	25,8	$k = 0{,}08 \times 10^{-3} \frac{g}{cm^2}$ $K' = 3\,700 \frac{t\ cm}{g^{\frac{1}{2}} h}$	1	3 030	37	35,0	2,0	5,41
			2	3 560	29	29,1	−0,1	0,35
			3	3 870	26	26,4	−0,4	1,54
			4	4 110	25	24,6	0,4	1,60
			5	4 300	23	23,2	−0,2	0,87
C	34,2	$k = 0{,}16 \times 10^{-3} \frac{g}{cm^2}$ $K' = 7\,200 \frac{t\ cm}{g^{\frac{1}{2}} h}$	1	2 780	45	44,9	0,1	0,22
			2	3 080	38	38,8	−0,8	2,10
			3	3 610	32	30,6	1,4	4,37
			4	3 760	28	28,4	−0,4	1,43
			5	3 950	26	26,2	−0,2	0,77

Fizic, din relaţiile (25) şi (26) se vede că parametrul k este direct proporţional cu distanţa liberă a dintre particule, fiind deci cu atît mai mic, cu cît concentraţia de praf în gaze, în spaţiul de separare, este mai mare. În cazul separatoarelor, care dau un produs cu aceeaşi suprafaţă specifică s şi care au acelaşi parametru k, parametrul K este direct proporţional cu viteza medie v_m a materialului, deci cu viteza v_g a gazelor, sau mai exact, într-un separator real, cu componenta verticală a acesteia.

Evident, în cursul funcţionării separatoarelor intervin o serie întreagă de variaţii ale diferitelor elemente care influenţează regimul lor de funcţionare, cum sînt fineţea materialului introdus în separator, vitezele locale şi gradul de turbulenţă ale gazelor, distanţele dintre particule etc. Se vor găsi deci experimental, pentru parametrii k şi K, valori medii, care vor da o imagine generală a regimurilor de funcţionare a separatoarelor, fără a se putea preciza însă toate elementele de detaliu menţionate.

Se consideră, după cum s-a arătat şi în paragraful 2, că separatoarele sînt alimentate, în exploatare normală, cu un debit aproximativ constant de material brut şi că în acest fel sînt asigurate condiţiile constante de funcţionare, amintite mai sus.

Dacă în formula (27) se înmulţesc ambii termeni cu suprafaţa Ω a secţiunii transversale a spaţiului de separare, se obţine

$$q\,\Omega = \frac{K\,\Omega}{\sqrt{s}\,(1 + k\,s)^3}, \tag{28}$$

respectiv

$$F = \frac{K'}{\sqrt{s}\,(1 + k\,s)^3}, \tag{29}$$

unde K' este un parametru constant, atunci cînd se studiază un anumit separator, la care secţiunea Ω este constantă. În condiţii similare cu acelea precizate anterior, K' se exprimă în $\frac{\mathrm{t\,cm}}{g^{\frac{1}{2}}\,h}$.

Din examinarea formulelor (27) şi (29), se vede că q şi F scad cînd s creşte, tinzînd către 0 cînd s tinde către ∞.

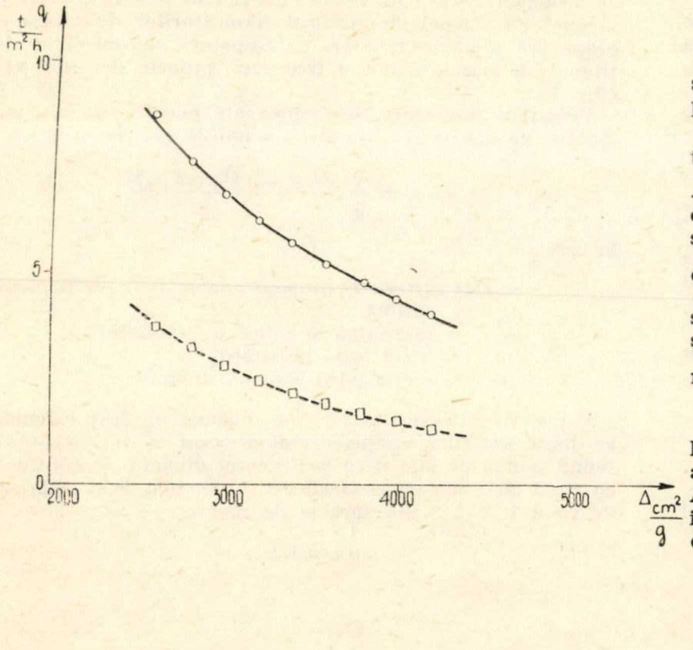
5. VERIFICĂRI EXPERIMENTALE

H. Jäger a publicat [1] rezultatele unor experienţe făcute cu un separator de tip clasic şi cu un separator ZU 25 cu cicloane şi aer recirculat, de tip Wedag, concretizate prin diagramele $q = q(s)$. Aceste diagrame au fost redate, la scară mai mare, în prospectul separatorului cu cicloane şi aer recirculat.

Fig. 5. Producţia specifică a unor separatoare pneumatice cu împrăştiere după Jäger [1]

——— separator cu cicloane, cu aer recirculat

– – – separator de tip clasic



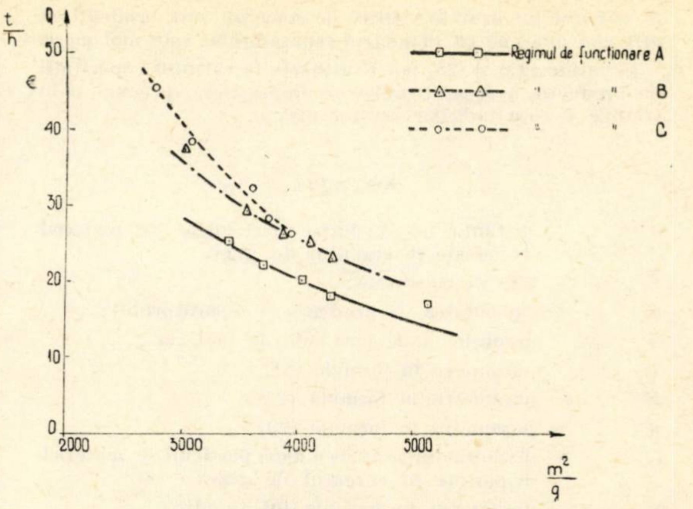


Fig. 6. Regimurile de funcţionare ale unui separator cu cicloane şi aer recirculat, după Bucchi şi Pescali [2]

Pe aceste diagrame (fig. 5) s-au citit valorile lui s şi q, cu ajutorul cărora s-au calculat valorile medii ale parametrilor k şi K. Acestea au fost utilizate apoi pentru a se calcula, cu ajutorul formulei (27), valorile lui q corespunzătoare diferitelor suprafeţe specifice s. În tabela 1 s-au dat toate aceste date, precum şi diferenţele dintre valorile măsurate şi cele calculate ale lui q şi diferenţele procentuale respective. Acestea din urmă nu depăşesc 2,66 %, majoritatea fiind mai mici de 1,00 %, ceea ce confirmă valabilitatea formulei (27).

Curbele publicate, care sînt trasate printre punctele obţinute experimental, pot fi deci considerate, cu o aproximaţie suficient de bună, ca reprezentări grafice ale unor ecuaţii de forma (27).

Bucchi şi Pescali [2] au studiat diferitele regimuri de funcţionare ale unui separator ZU 45 cu cicloane şi aer recirculat indicînd variaţia capacităţii de producţie F a separatorului, în funcţie de suprafaţa specifică s a finului.

Valorile experimentale ale mărimilor s şi F s-au utilizat pentru trasarea diagramelor din figura 6 şi pentru întocmirea unor calcule similare cu cele din cazul studiului diagramelor publicate de H. Jäger. Rezultatele trecute în tabela 2 arată că diferenţele procentuale dintre valorile măsurate şi cele calculate ale capacităţii de producţie F sînt mai mici de 2,22 % cu trei excepţii (16,50 %, 5,41 % şi 4,37 %).

Se poate trage deci concluzia că regimurile de funcţionare ale separatorului studiat pot fi reprezentate prin ecuaţii de forma (29).

6. CONCLUZII

Din datele experimentale analizate, rezultă că procesul de separare din separatoarele cu împrăştiere de diferite tipuri poate fi reprezentat prin ecuaţii de forma (27) sau (29).

Calculele întocmite arată că, în cazurile studiate, parametrul k are valori cuprinse între $0{,}8 \times 10^{-3}$ şi $0{,}39 \times 10^{-3}$ $\frac{\mathrm{g}}{\mathrm{cm}^2}$, parametrul K are o valoare de 1 220 $\frac{\mathrm{t\ cm}}{\mathrm{m}^2\,\mathrm{g}^{\frac{1}{2}}\mathrm{h}}$ în cazul separatorului ZU 25 cu cicloane şi aer recirculat şi o valoare de 1 550 $\frac{\mathrm{t\ cm}}{\mathrm{m}^2\,\mathrm{g}^{\frac{1}{2}}\mathrm{h}}$ în cazul separatorului de tip clasic, şi, în sfîrşit, coeficientul K' al separatorului ZU 45 cu cicloane şi aer recirculat este cuprins, pentru regimurile de funcţionare studiate, între 3 210 şi 7 200 $\frac{\mathrm{t\ cm}}{\mathrm{g}^{\frac{1}{2}}\ \mathrm{h}}$.

Din lipsa unui număr mai mare de date experimentale, lucrarea de faţă nu a putut conţine şi un studiu sistematic al influenţelor diferiţilor factori constructivi şi funcţionali. Apare ca deosebit de interesantă cercetarea modului cum sînt influenţaţi parametrii k şi K de dimensiunile separatorului, deoarece posibilităţile de a se asigura o împrăştiere uniformă a materialului brut în spațiul de separare sînt probabil cu atît mai mici, cu cît diametrul separatorului este mai mare.

Ecuațiile (27) și (28) pot fi utilizate în calculul capacității de producție a separatoarelor cu împrăștiere, precum și în studiile asupra indicilor acestor utilaje.

NOTAȚII

a — distanța liberă dintre particulele de material dispersate în curentul de gaze;

$C_{1,2} \cdots$ — diferite constante;

F — capacitatea de producție a separatorului;

G — greutatea unei particule de material;

k — parametru în formula (27);

K — parametru în formula (27);

K' — parametru în formula (29);

l — distanța dintre axele a două particule de material dispersate în curentul de gaze;

n — parametru în formula lui Gaudin;

P — forța portantă, la care este supusă o particulă de material, din partea curentului de gaze;

Q — debitul de material pe una din traiectoriile particulelor;

q — producția specifică a unui separator, raportată la secțiunea spațiului de separare;

R — reziduul pe sita cu ochiuri de dimensiunea x, al materialului introdus în separator;

R_1 — valoarea lui R pentru $x = x_l$;

R_f — reziduul finului pe sita cu ochiuri de dimensiunea x, respectiv de dimensiune relativă y;

s — suprafața specifică a finului;

s_l — suprafața specifică a particulei limită;

$s_r = \frac{s}{s_l}$ — suprafața specifică relativă a finului;

s_x — suprafața specifică a particulei de dimensiune x;

$s'_r = \frac{s_x}{s_l}$ — suprafața specifică relativă a particulei de dimensiune x;

t — timpul necesar pentru ca o particulă să parcurgă distanța l;

v — viteza particulei de dimensiune x;

v_g — viteza gazelor;

v_m — viteza medie a particulelor de material;

x — dimensiuni de particule și de ochiuri de sită;

x_l — dimensiunea particulei limită;

X — dimensiunea particulei maxime, în formula lui Gaudin;

$y = \frac{x}{x_l}$ — dimensiunea relativă a particulei de dimensiune x;

$z = \frac{v}{v_g}$ — viteza relativă a particulei de dimensiune x;

z_m — viteza relativă medie a particulelor de material;

γ — greutatea specifică a materialului;

Ω — secțiunea transversală a spațiului de separare.

Bibliografie

[1] Jäger H.: *Separatorul cu cicloane și aer recirculat.* Zement-Kalk-Gips, nr 11 /1962

[2] Bucchi R. și Pescali E.: *Cercetări asupra funcționării separatorului cu cicloane și aer recirculat, în cazul măcinării cimentului.* Zement-Kalk-Gips, nr. 11/1965

Asupra legăturii dintre modulii de elasticitate static și dinamic ai betonului

Dr. ing. I. Făcăoaru, ing. G. Stamate

INCERC

1. INTRODUCERE

Dezvoltarea contemporană a științei și tehnicii, pe de o parte, a înmulțit cazurile în care este necesară cunoașterea modulului de elasticitate static sau dinamic al betonului și, pe de altă parte, a sporit considerabil mijloacele de determinare a acestor mărimi, îndeosebi a modulului dinamic, pe calea dezvoltării metodelor nedistructive de încercare a betonului. Prin aceste metode se oferă o posibilitate simplă, rapidă și economicoasă, de efectuare a măsurilor, pe orice fel de epruvetă sau element de construcție, fără ca acesta să fie distrus sau alterat prin încercare.

În asemenea condiții a crescut considerabil importanța pe care o are stabilirea unei corelații între modulul de elasticitate static și cel dinamic al betonului și precizarea limitelor în care această corelație este valabilă.

Primul lucru pe care îl considerăm obligatoriu este definirea clară a accepțiunii pe care o dăm celor două noțiuni în cuprinsul lucrării.

2. DEFINIȚII — TEHNICA DE MĂSURARE

Prin modul de elasticitate dinamic vom înțelege modulul obținut prin aplicarea unor sarcini foarte mici, cu frecvență foarte mare, corespunzătoare solicitărilor pe care, de exemplu, propagarea ultrasunetelor le produce în mediul de propagare. Așa cum rezultă din cele de mai sus, determinarea lui s-a făcut cu ajutorul măsurătorilor de viteză de propagare a ultrasunetelor, cu palpatori piezoelectrici din titanat de bariu, avînd o frecvență proprie de 100 kHz (fig. 1).

Viteza de propagare fiind cunoscută pentru calculul modulului de elaticitate diamic, s-a folosit relația:

$$E_d = v^2 \frac{\gamma}{g} \frac{(1 + \mu_d)(1 - 2\mu_d)}{1 - \mu_d} \qquad (1)$$

în care:

v este viteza de propagare longitudinală în mediu infinit

γ — greutatea specifică a betonului

g — accelerația gravității

μ_d — coeficientul Poisson dinamic.

Valorile coeficientului Poisson dinamic au fost calculate pe baza valorilor coeficientului Poisson static măsurate, ținînd seamă de faptul că coeficientul dinamic se consideră cu circa 20% mai mare decît cel static, luat la o încărcare de circa 1/3—1/2 din sarcina de rupere

$$\mu_d \approx 1{,}2\, \mu_{st}. \qquad (2)$$

Este de remarcat că fracţia ce depinde de μ_d din relaţia (1)

$$f(\mu_d) = \frac{(1+\mu_d)(1-2\mu_d)}{1-\mu_d} \qquad (3)$$

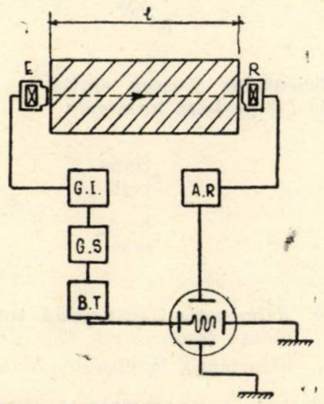


Fig. 1. Schema de determinare a modulului de elasticitate dinamic

variază relativ lent în funcţie de μ_d, pentru valori ale acestuia destul de diferite, cuprinse între 0,15 şi 0,25 (fig. 2). Valorile extreme pe care $f(\mu_d)$ le atinge în acest interval sînt 0,94 şi 0,83, ceea ce înseamnă că la o valoare medie a lui $f(\mu_d)$ de 0,89, erorile maxime ce pot fi aşteptate pentru E_d datorită aproximării lui μ_d sînt de cel mult 5–6%.

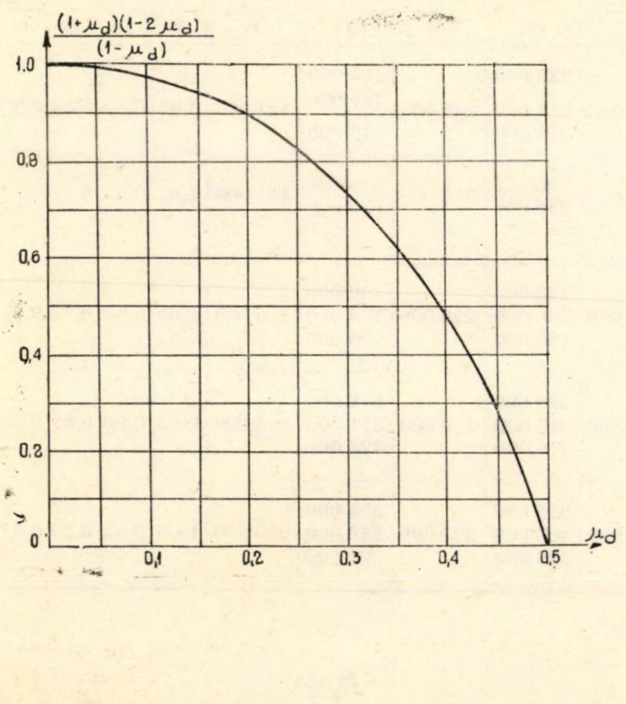
Prin modul de elasticitate static se înţelege în accepţiunea cea mai generală raportul dintre variaţia efortului unitar şi variaţia deformaţiei specifice în jurul unui punct al curbei caracteristice $\sigma - \varepsilon$

$$E_A = \left(\frac{d\sigma}{d\varepsilon}\right)_A. \qquad (4)$$

Această definiţie are sens în cadrul limitei de elasticitate a materialului şi are interpretarea geometrică a tangentei unghiului la curba caracteristică.

$$E_A = \mathrm{tg}\,\alpha. \qquad (5)$$

Fig. 2. Variaţia raportului $\frac{(1+\mu_d)(1-2\mu_d)}{1-\mu_d}$ în funcţie de valoarea lui μ_d



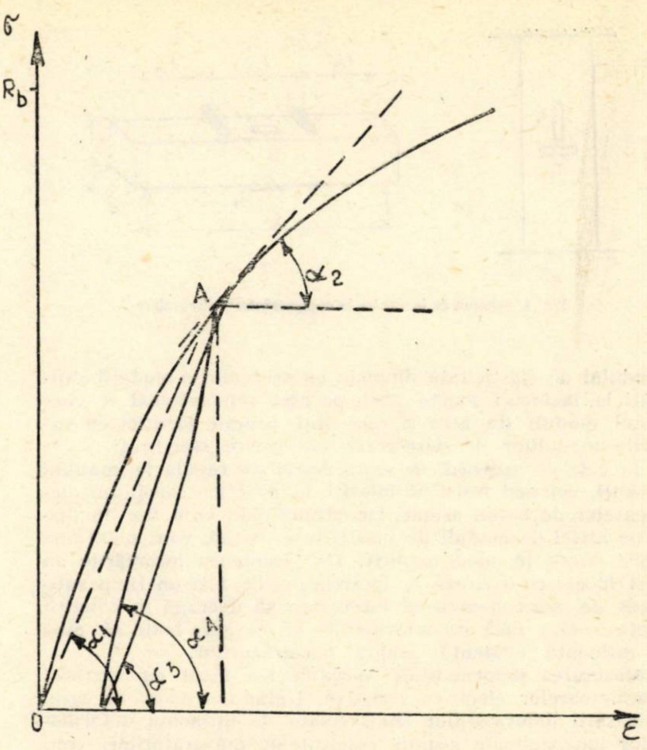


Fig. 3. Curba caracteristică a betonului

Dacă corelaţia între efort şi deformaţie este liniară, ecuaţia (4) se poate scrie sub forma mai simplă:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon}, \qquad (6)$$

iar valoarea lui E nu mai depinde de punctul ales pe curba caracteristică. Un asemenea exemplu îl constituie oţelul pînă la limita de proporţionalitate.

Dacă materialul nu este perfect elastic (ceea ce este cazul betonului), noţiunea de modul de elasticitate static îşi pierde sensul enunţat mai sus şi se adoptă una din următoarele convenţii:

a) modul secant al curbei caracteristice, obţinut prin unirea originii cu punctul curbei caracteristice în care se determină modulul de elasticitate ($E = \mathrm{tg}\,\alpha_1$);

b) modul tangent al curbei caracteristice, obţinut prin calcularea tangentei la curba caracteristică ($E = \mathrm{tg}\,\alpha_2$);

c) modul de descărcare obţinut pe ramura descrescătoare a curbei efort-deformaţie prin aproximarea ei cu o dreaptă ($E = \mathrm{tg}\,\alpha_3$);

d) modul de reîncărcare, obţinut pe ramura de reîncărcare a curbei efort-deformaţie, prin aproximarea ei cu o dreaptă ($E = \mathrm{tg}\,\alpha_4$);

e) modul de descărcare-reîncărcare stabilizat obţinut după efectuarea unui număr suficient de mare de cicluri descărcare-încărcare pentru ca deformaţiile să se stabilizeze ($E = \mathrm{tg}\,\alpha_5$).

Oricare însă din aceşti moduli (cu excepţia ultimului) variază în timpul solicitării; de aceea ei trebuie precizaţi la ce procent din sarcina de rupere corespund. Pentru a ne situa în domeniul solicitărilor curente şi a rămîne de asemenea într-un stadiu apropiat de cel elastic, o primă treaptă, pe care o vom avea în vedere, o constituie 0,33 din sarcina de rupere, o a doua, 0,6 din sarcina de rupere, care ar corespunde celor mai mari solicitări admise în exploatare şi ultima corespunde ruperii materialului. La aceste ultime trepte noţiunea de modul de elasticitate îşi pierde sensul şi denumirea de modul de deformare e mai justă. În afara acestor valori, un interes deosebit pentru legătura cu

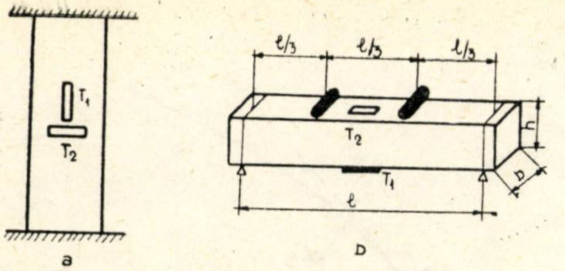


Fig. 4. Schema de încercare la compresiune și încovoiere

modulul de elasticitate dinamic au prezentat-o modulii obținuți la încărcări foarte mici, pe care convențional îi vom numi moduli de zero și care sînt practic identici cu valorile modulilor de descărcare-reîncărcare stabilizați.

În cele ce urmează ne vom referi de regulă la modulii secanți, cei mai frecvent folosiți în practica calculului elementelor de beton armat, iar atunci cînd vom lua în discuție altfel de moduli de elasticitate statici, vom menționa acest lucru în mod explicit. De asemenea încercările au fost făcute cu o viteză de încărcare mică, într-un timp suficient de mare pentru ca încercarea să decurgă în condiții statice, fără însă ca deformațiile de curgere lentă să aibă o influență evidentă asupra măsurătorilor.

Măsurarea deformațiilor specifice s-a făcut cu ajutorul traductoarelor electrice rezistive, ținîndu-se seamă în cazul măsurării deformațiilor transversale de influența deformațiilor longitudinale asupra rezultatelor măsurătorilor, conform relației:

$$\varepsilon_{\text{real}}^{\text{trans}} = \varepsilon_{\text{măs}}^{\text{trans}} + \frac{b}{n \cdot l}\,\varepsilon_{\text{măs}}^{\text{long}} \tag{7}$$

unde:

b este lățimea activă a traductorului,
l — lungimea activă a traductorului,
n — numărul de ramuri ale traductorului.

Măsurarea eforturilor unitare în material s-a făcut pe baza indicațiilor presei, presupunînd distribuția uniformă a eforturilor pe secțiune, în cazul elementelor solicitate la compresiune (fig. 4 a), iar în cazul elementelor solicitate la încovoiere, folosind o schemă de încărcare cu forțe concentrate la treimi (fig. 4 b) și presupunînd distribuția eforturilor perfect elastică, deci triunghiulară pe secțiune, ceea ce revine la adoptarea unui modul de rezistență egal cu

$$w = \frac{1}{6}\, b\, h^2. \tag{8}$$

Calculul coeficientului Poisson static s-a făcut ținînd seama de relația (7) pe baza formulei:

$$\mu_{st} = \frac{\varepsilon_{\text{real}}^{\text{trans}}}{\varepsilon_{\text{măs}}^{\text{long}}} \tag{9}$$

în care

$\varepsilon_{\text{real}}^{\text{tran}}$ este deformația transversală totală reală calculată conform rel. (7)
$\varepsilon_{\text{măs}}^{\text{long}}$ — deformația longitudinală totală măsurată.

Încercările au fost făcute pe următoarele tipuri de betoane:

a) betoane compactate manual și betoane centrifugate;
b) betoane confecționate cu agregat de rîu și cu agregate concasate din bazalt;
c) betoane supuse tratamentului termic sau păstrate în condiții normale de întărire (standard).

3. SOLICITARE DE COMPRESIUNE

Pentru cercetarea corelației dintre modulul static, corespunzător solicitării la compresiune, și modulul de elasticitate dinamic, au fost făcute încercări nedistructive cu ultrasunete și încercări prin încărcare la presă pe prisme de 10 × 10 × 30 cm, confecționate din betoane compactate în condițiile arătate la punctele a și c din paragraful precedent.

Betonul încercat era un beton de marcă superioară (B 400) destinat confecționării unor elemente centrifugate, realizat cu ciment P 400 în dozaj de 420 kg/m³, confecționat cu un raport a/c relativ ridicat pentru dozajul său (0,42 — 0,45), în ideea obținerii unui beton de consistență plastică ce umplea bine cofrajul și al cărui exces de apă urma să fie eli-

Tabela 1

Betoane — influența tratamentului termic

Compactare-păstrare	$\frac{R_c}{R_{pr}}$	E_d (kgf/cm²)		E_0 (kgf/cm²)		$E_{0.33}$ (kgf/cm²)		$E_{0.6}$ (kgf/cm²)		E_r (kgf/cm²)		$\frac{E_0}{E_d}$	$\frac{E_{0.33}}{E_0}$	$\frac{E_{0.6}}{E_0}$	$\frac{E_r}{E_0}$
		individ.	medie	individ.	medie	individ.	medie	individ.	medie	individ.	medie				
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Manual STAS	295 255	394 000 390 000 379 000	387 000	340 000 312 000 440 000	360 000	280 000 263 000 355 000	295 000	235 000 225 000 275 000	245 000	127 000 126 000 110 000	121 000	0,93	0,82	0,68	0,35
Manual BP-Trat. term. 1	255 197	345 000 348 000	347 000	324 000 390 000	350 000	270 000 330 000	300 000	235 000 268 000	247 000	130 000 132 000	131 000	1,01	0,85	0,71	0,37
Manual BA-Trat. term. 2	257 180	320 000 319 000 274 000	305 000	330 000 316 000 255 000	305 000	235 000 270 000 215 000	260 000	235 000 230 000 185 000	220 000	149 000 134 000 55 000	120 000	1,00	0,85	0,72	0,39
Centrifugat-STAS	455 400	499 000 479 000 487 000	488 000	460 000 463 000 499 000	470 000	415 000 423 000 463 000	425 000	390 000 415 000 410 000	400 000	278 000 311 000 326 000	306 000	0,96	0,90	0,85	0,66
Centrifugat-Trat. term. 1	415 360	445 000 417 000 405 000	425 000	460 000 430 000 460 000	450 000	405 000 403 000 440 000	415 000	355 000 400 000 425 000	390 000	255 000 286 000 221 000	255 000	1,05	0,92	0,86	0,57

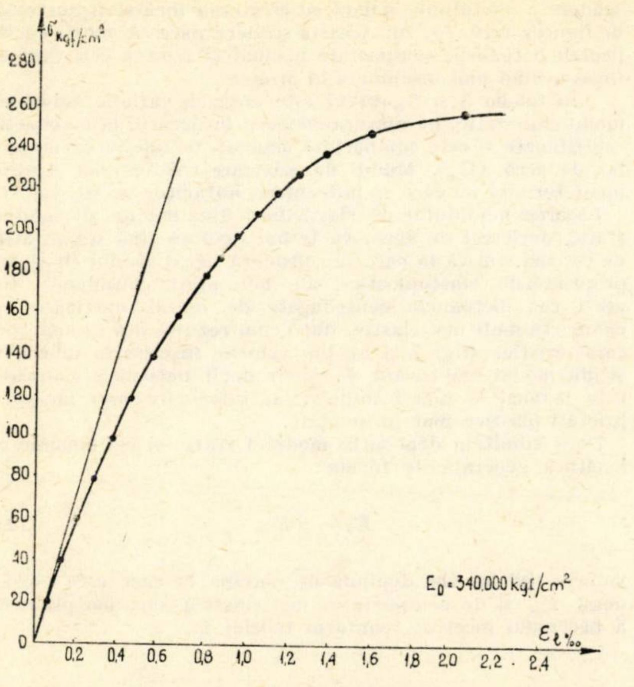


Fig. 5. Curba efort-deformaţie specifică longitudinală la beton necentrifugat păstrat în condiţii STAS

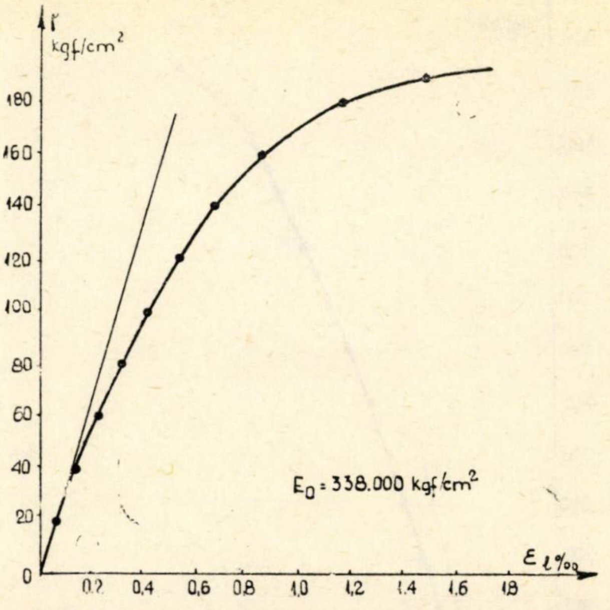


Fig. 6. Curba efort-deformaţie longitudinală la beton necentrifugat cu tratament termic pentru beton precomprimat

minat prin centrifugare. Agregatul folosit a fost de rîu cu dimensiunea maximă de 30 mm. Încercările au fost făcute atît pe betonul produs de staţie, cît şi pe cel rezultat în urma centrifugării, la vîrsta de 28 zile. Rezultatele sînt prezentate în tabela 1, iar curbele caracteristice ale betoanelor centrifugate sau necentrifugate, tratate termic sau păstrate în condiţiile STAS, sînt date în figurile 5, 6, 7, 8.

Din analiza lor se desprind următoarele concluzii:

În condiţiile de întărire şi păstrare STAS ale betonului (7 zile apă + 21 zile aer) atît betonul compactat manual, cît şi cel centrifugat au avut modulii de elasticitate statici de zero, foarte apropiaţi de modulii de elasticitate dinamici, raportul E_0/E_d fiind cuprins între limitele

$$\frac{E_0}{E_d} \simeq 0{,}93 - 0{,}97. \tag{10}$$

Menţionăm că modulul static de zero a fost determinat prin extrapolarea diagramei de variaţie a modulului de elasticitate static în funcţie de efortul la care acesta a fost măsurat (pentru betoane păstrate în condiţii STAS fig. 9,10), precum şi cu ajutorul tangentei la curba caracteristică (fig. 5 şi 7) în origine. Valorile obţinute pe cele două căi au fost concordante.

În determinarea modulului de elasticitate dinamic a fost necesară adoptarea unor valori pentru coeficientul Poisson dinamic. În acest scop au fost făcute măsurători ale deformaţiilor longitudinale şi transversale ale betonului şi a fost calculat coeficientul Poisson static cu ajutorul relaţiei (9), introducînd în valorile măsurate ale deformaţiilor transversale corecţia care ţine seamă de faptul că o parte din lungimea firului traductorului rezistiv, cu care s-au făcut măsurătorile transversale, este orientată în sens longitudinal faţă de direcţia de încărcare şi deci măsoară deformaţii longitudinale (relaţia 7).

Pe baza acestor măsurători au fost obţinute valorile coeficienţilor Poisson reprezentate în figurile 11—14 şi date în coloanele 2—7 ale tabelei 2.

În ultimele două coloane ale tabelei 2 au fost înscrise valorile coeficientului Poisson dinamic, deduse din coloanele 4—5, pe baza relaţiei (2). Se observă că între aceste valori şi coeficientul Poisson static de zero determinat prin extrapolare pentru o încărcare foarte mică (fig. 11, 12, 13, 14) există o concordanţă relativ bună. Concluzia ce se desprinde din această constatare este că există o asemănare bună între paralela care se face, pe de o parte, între modulul de elasticitate dinamic şi cel static de zero şi paralela ce se poate face între coeficientul Poisson dinamic şi cel static de zero. Măsurători directe ale coeficientului Poisson dinamic în paralel cu cel static vor putea confirma mai deplin această presupunere care pare justificată.

Revenind la modulii de elasticitate trebuie să adăugăm că şi în cazul betoanelor care nu au fost păstrate în condiţii STAS, ci au suferit un tratament termic, modulii de elasticitate de zero, obţinuţi prin acelaşi procedeu (fig. 15—16 sau 6 şi 8), au fost apropiaţi de modulii de elasticitate dinamici, raportul lor fiind cuprins între:

$$\frac{E_0}{E_d} \simeq 1{,}00 - 1{,}05. \tag{11}$$

Tabela 2

Compactarea păstrarea	μ_0^{static}		$\mu_{0,5}^{static}$		μ_{rupere}^{static}		μ_{din}	
	Ind.	Med.	Ind.	Med.	Ind.	Med.	Ind.	Med.
Manual STAS (BP)	0,21 0,22 0,25	0,22	0,17 0,17 0,18	0,17	0,40 0,28 —	0,34	0,21 0,21 0,22	0,21
Centrifugat STAS (BP)	0,23 0,17 0,20	0,20	0,16 0,14 0,17	0,16	0,37 — —	0,37	0,20 0,18 0,21	0,20
Manual Trat. term. 1 (BP)	0,20 0,24	0,22	0,14 0,19	0,16	0,28 0,40	0,36	0,19 0,21	0,20
Manual Trat. term. 2 (BA)	0,20 0,21 0,17	0,19	0,15 0,17 0,16	0,16	0,28 0,26 0,36	0,30	0,19 0,20 0,19	0,19
Centrifugat Trat. term. 1 (BP)	0,25 0,22 0,20	0,22	0,16 0,17 0,15	0,16	0,28 — —	0,28	0,19 0,20 0,18	0,19

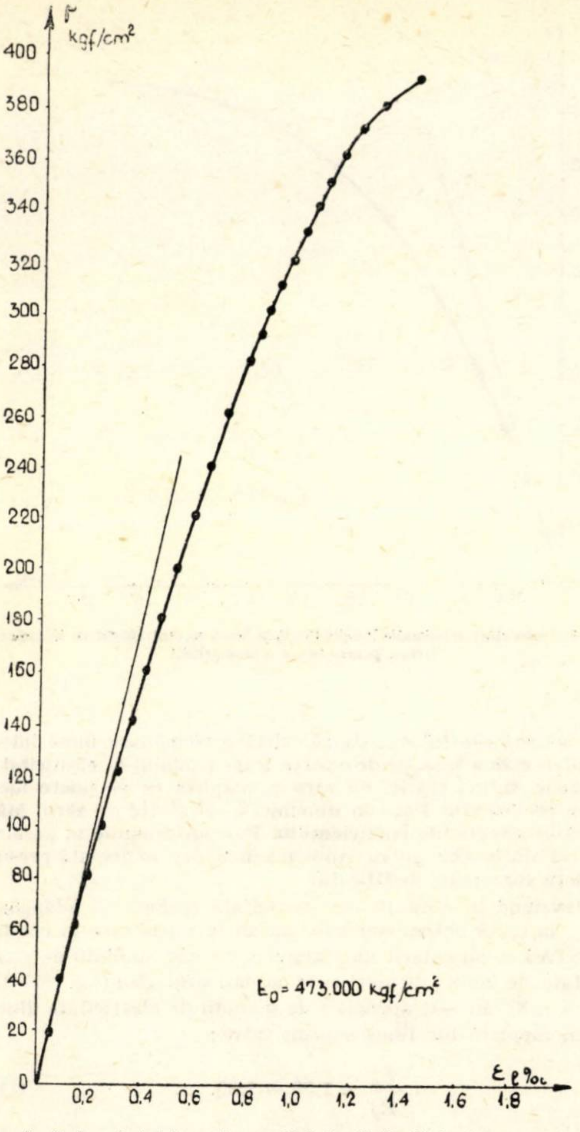


Fig. 7. Curba efort-deformaţie specifică longitudinală la beton centrifugat păstrat în condiţii STAS

Valoarea raportului dat de ecuaţia (11), puţin mai mare decît cel dat de ecuaţia (10), se explică prin condiţiile de umiditate diferită în timpul întăririi. Acest raport are tendinţa să crească pe măsură ce umiditatea betonului este mai redusă.

De asemenea raportul are tendinţa să crească pe măsură ce rezistenţa betonului creşte. Ambele tendinţe, reprezentînd creşteri de ordinul 4–5%, pot fi într-o aproximaţie destul de bună neglijate şi se poate afirma că există în general o bună concordanţă între modulul de elasticitate static de zero şi cel dinamic în orice condiţii de rezistenţă sau tratament termic.

Dacă compararea modulului de elasticitate dinamic nu se face cu modulul de zero, ci cu cel corespunzător unei solicitări anumite, atunci trebuie ţinut seamă de tendinţa de scădere a modulului, o dată cu creşterea încărcării ilustrate de figurile 9,10, 15, 16. Această scădere pare să nu fie egală pentru betoanele compactate manual şi pentru cele centrifugate, fiind mai însemnată la primele.

Tabela 3

Tip beton	R_c kgf/cm²	E_{st}/E_0 la 0	la 0,33 R_{pr}	la 0,6 R_{pr}	la R_{pr}
Beton compactat manual	250–300	1,00	0,83	0,70	0,37
Beton centrifugat	400–450	1,00	0,91	0,85	0,60

În tabela 3 şi figura 17 este arătată variaţia valorilor modulului static, pe măsura creşterii încărcării, la betoanele centrifugate şi cele compactate manual, în raport cu modulul de zero (E_0). Modul de păstrare (STAS sau tratament termic) nu pare să influenţeze hotărîtor aceste valori.

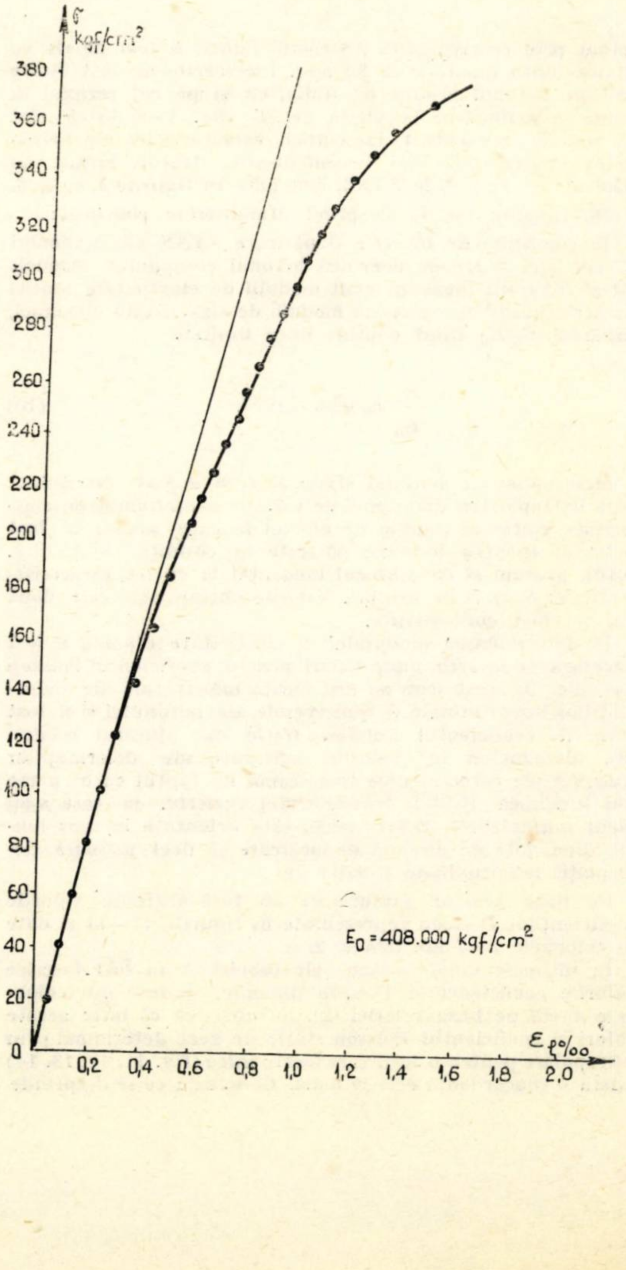
Legarea modulului de elasticitate dinamic de alt modul static, decît cel de zero, va trebui deci să ţină seamă atît de sarcina statică la care se consideră acest modul cît şi de proprietăţile elastoplastice ale betonului considerat. În acest caz betoanele centrifugate de mărci superioare se comportă mult mai elastic, după cum rezultă din curbele lor caracteristice (fig. 7 şi 8), din valorile înscrise în tabela 3 şi din modul mai casant de rupere decît betoanele compactate manual de mărci mijlocii sau inferioare care au proprietăţi plastice mai pronunţate.

Dacă admitem deci între modulul static şi cel dinamic o legătură generală de forma:

$$E_d = \alpha E_{st}, \tag{12}$$

valorile lui α vor depinde de sarcina la care este considerat E_{st} şi de comportarea mai elastică sau mai plastică a betonului încercat, conform tabelei 4.

Fig. 8. Curba efort-deformaţie specifică longitudinală la beton centrifugat cu tratament termic



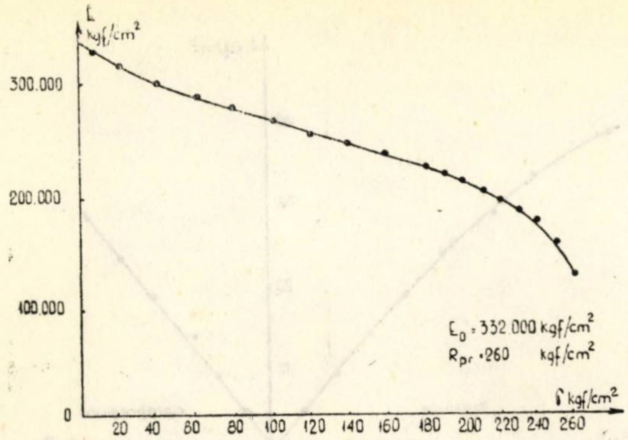


Fig. 9. Variația modulului de elasticitate în funcție de efort la beton păstrat în condiții STAS

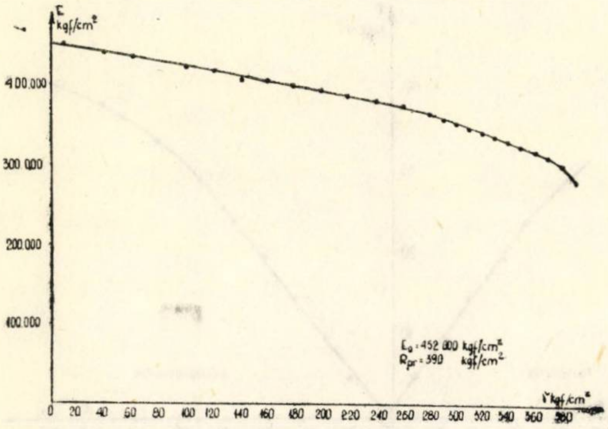


Fig. 10. Variația modulului de elasticitate în funcție de efort la beton centrifugat păstrat în condiții STAS

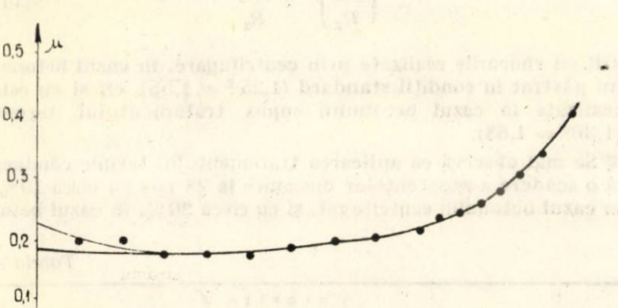


Fig. 11. Variația coeficientului Poisson în funcție de efort la beton păstrat în condiții STAS

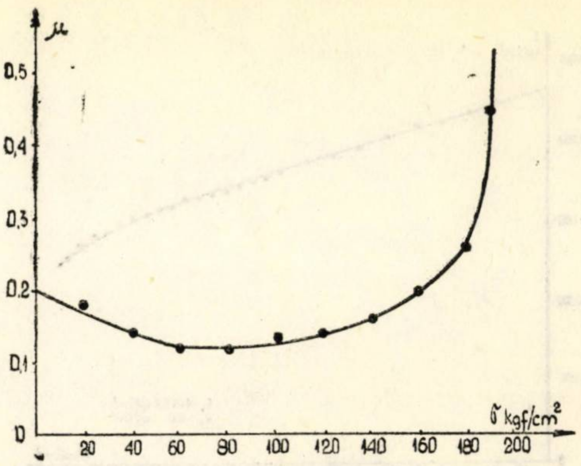


Fig. 12. Variația coeficientului Poisson în funcție de efort la beton cu tratament termic

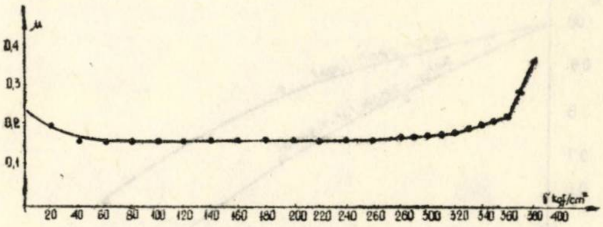


Fig. 13. Variația coeficientului Poisson în funcție de efort la beton centrifugat păstrat în condiții STAS

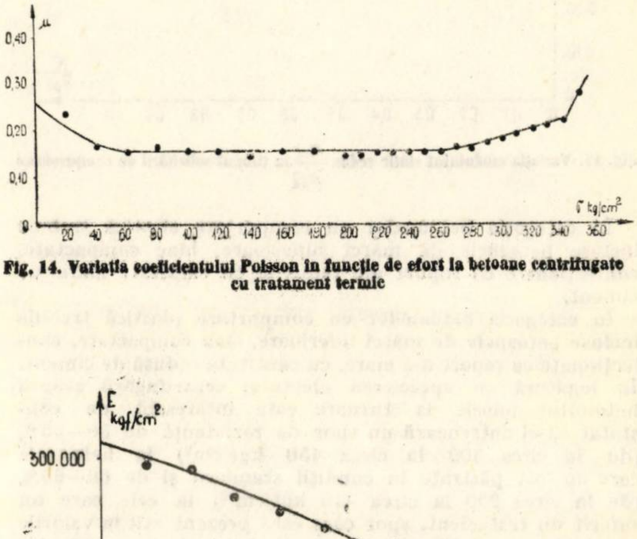


Fig. 14. Variația coeficientului Poisson în funcție de efort la betoane centrifugate cu tratament termic

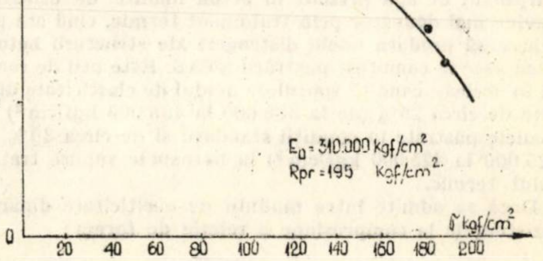


Fig. 15. Variația modulului de elasticitate în funcție de efort la beton precomprimat cu tratament termic

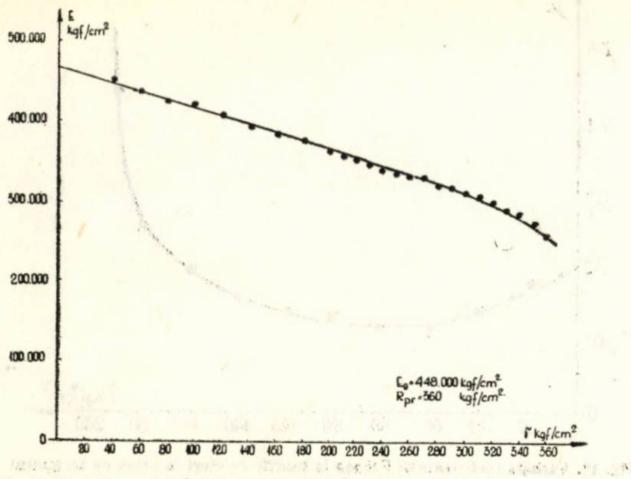


Fig. 16. Variaţia modulului de elasticitate în funcţie de efort la beton centrifugat cu tratament termic

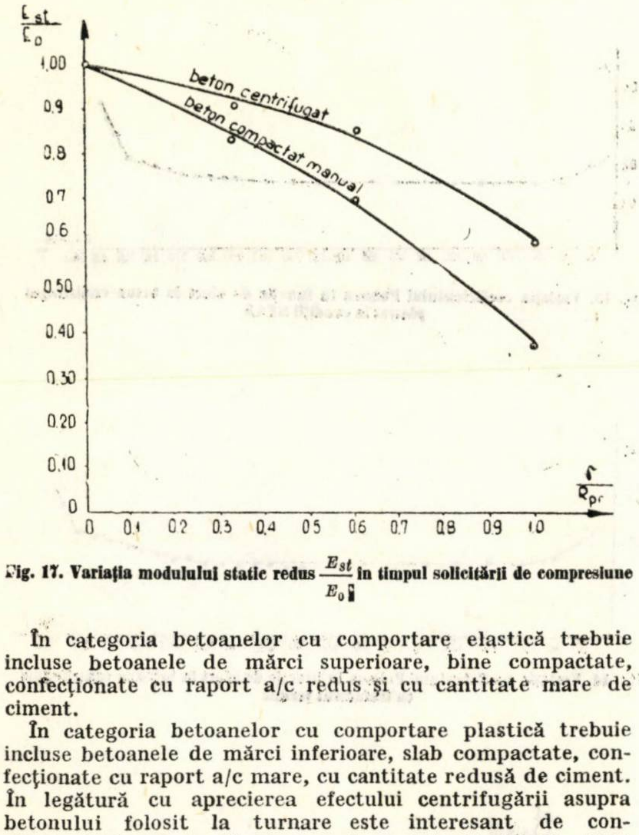


Fig. 17. Variaţia modulului static redus $\frac{E_{st}}{E_0}$ în timpul solicitării de compresiune

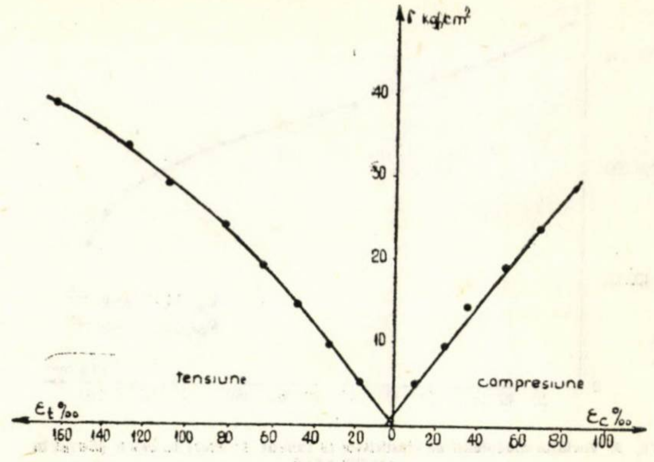


Fig. 18. Curba caracteristică (zona întinsă la rupere) la betoane de rezistenţă

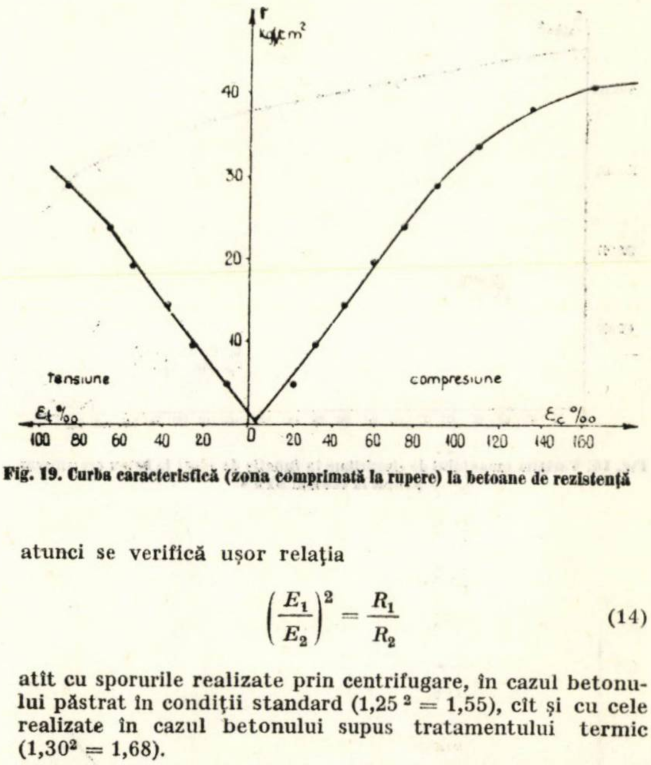


Fig. 19. Curba caracteristică (zona comprimată la rupere) la betoane de rezistenţă

În categoria betoanelor cu comportare elastică trebuie incluse betoanele de mărci superioare, bine compactate, confecţionate cu raport a/c redus şi cu cantitate mare de ciment.

În categoria betoanelor cu comportare plastică trebuie incluse betoanele de mărci inferioare, slab compactate, confecţionate cu raport a/c mare, cu cantitate redusă de ciment. În legătură cu aprecierea efectului centrifugării asupra betonului folosit la turnare este interesant de constatat că el antrenează un spor de rezistenţă de 50—55% (de la circa 300 la circa 450 kgf/cm²) la betoanele care au fost păstrate în condiţii standard şi de 60—65% (de la circa 250 la circa 410 kgf/cm²) la cele care au suferit un tratament, spor care este prezent atît în valorile rezistenţelor stabilite pe cuburi, cît şi în valorile rezistenţelor prismatice. Tendinţa de creştere a sporului la betoanele ce au suferit un tratament termic se explică prin aceea că surplusul de apă prezent în beton înainte de centrifugare devine mai dăunător prin tratament termic, cînd are posibilitatea să producă unele distrugeri ale structurii betonului, decît este în condiţiile păstrării STAS. Este util de remarcat că în aceleaşi condiţii sporul de modul de elasticitate dinamic este de circa 25% (de la 388 000 la 488 000 kgf/cm²) la betoanele păstrate în condiţii standard şi de circa 30% (de la 325 000 la 425 000 kgf/cm²) la betoanele supuse tratamentului termic.

Dacă se admite între modulii de elasticitate dinamici şi rezistenţele la compresiune o relaţie de forma :

$$E = K\sqrt{R_c}, \tag{13}$$

atunci se verifică uşor relaţia

$$\left(\frac{E_1}{E_2}\right)^2 = \frac{R_1}{R_2} \tag{14}$$

atît cu sporurile realizate prin centrifugare, în cazul betonului păstrat în condiţii standard ($1{,}25^2 = 1{,}55$), cît şi cu cele realizate în cazul betonului supus tratamentului termic ($1{,}30^2 = 1{,}68$).

Se mai observă că aplicarea tratamentului termic conduce la o scădere a rezistenţelor mecanice la 28 zile cu circa 10%, în cazul betonului centrifugat, şi cu circa 20%, în cazul beto-

Tabela 4

$\frac{\sigma}{R_{pr}}$	Valorile α	
	Betoane cu comportare elastică (centrifugate)	Betoane cu comportare plastică (necentrifugate)
0	1,00	1,00
0,33	1,10	1,20
0,60	1,18	1,43
1	1,67	2,70

Tabela 5

Betoane rutiere

Nr. crt.	Indicativ	$\frac{R_{ti}}{R_c}$	E_d (kgf/cm²)	E_c^0 (kgf/cm²)		E_t^0 (kgf/cm²)		$\frac{E_c^0}{E_d}$		$\frac{E_t^0}{E_d}$	
				1	2	1	2	1	2	1	2
1	R−5	$\frac{46}{317}$	402 000	400 000	400 000	410 000	400 000	0,99	0,99	1,02	0,99
2	R−5	$\frac{41}{317}$	420 000	410 000	395 000	400 000	405 000	0,98	0,94	0,95	0,96
3	R−5	$\frac{42}{317}$	447 000	403 000	350 000	405 000	380 000	0,90	0,85	0,90	0,85
4	R−5	$\frac{50}{317}$	424 000	415 000	392 000	407 000	390 000	0,98	0,93	0,96	0,92
5	R−5	$\frac{48}{317}$	428 000	400 000	410 000	437 000	400 000	0,93	0,96	1,02	0,93
6	U−5	$\frac{51}{363}$	461 000	420 000	435 000	430 000	440 000	0,91	0,94	0,93	0,95
7	U−5	$\frac{52}{363}$	441 000	480 000	435 000	480 000	425 000	1,08	0,99	1,09	0,96
8	U−5	$\frac{48}{363}$	460 000	440 000	480 000	442 000	450 000	0,96	1,04	0,96	0,98
9	U−5	$\frac{48}{363}$	452 000	437 000	465 000	480 000	480 000	0,97	1,03	1,06	1,06
10	U−5	$\frac{504}{363}$	450 000	400 000	480 000	437 000	480 000	0,89	1,07	0,97	1,07

nului necentrifugat. Diferenţele apar tot ca urmare a raportului a/c şi compactităţii diferite a betoanelor centrifugate faţă de cele compactate manual, care le fac pe ultimele mai sensibile la aplicarea tratamentului termic.

Scăderea corespunzătoare a modulilor de elasticitate dinamici este de circa 10—12%, în cazul betonului centrifugat, şi circa 18—20%, în cazul betonului compactat manual. După cum se observă, aceste scăderi de moduli şi rezistenţe nu mai verifică relaţia (14), ci sînt de acelaşi ordin de mărime, atît în cazul măsurării rezistenţelor, cît şi al modulilor. Explicaţia acestei situaţii este dată de faptul că betoanele care au suferit un tratament termic nu mai au acelaşi *K*, în relaţia (13), cu cele care nu au fost supuse unui tratament termic şi deci de la relaţia (13) nu se mai poate trece la relaţia (14).

SOLICITAREA DE ÎNCOVOIERE

Cercetarea corelaţiei dintre modulul de elasticitate static şi cel dinamic s-a făcut şi la solicitarea de încovoiere. Încercarea a fost efectuată conform schiţei din figura 4b, pe prisme de 10 × 10 × 55 confecţionate din betoane rutiere — notate R — şi folosite în stratul de rezistenţă cu agregate de rîu, cît şi pe betoane confecţionate cu agregate

Tabela 6

Nr. crt.	Indicativ	$E_c^{0,33}$		$E_{ti}^{0,33}$		$E_c^{0,6}$		$E_{ti}^{0,6}$		E_c^r	E_{ti}^r
		1	2	1	2	1	2	1	2	2	2
1	R−5	370 000	380 000	385 000	355 000	350 000	355 000	348 000	315 000	270 000	125 000
2	R−5	375 000	370 000	370 000	360 000	330 000	340 000	325 000	300 000	260 000	230 099
3	R−5	395 000	340 000	390 000	360 000	355 000	325 000	360 000	315 000	285 000	220 000
4	R−5	395 000	360 000	380 000	360 000	350 000	325 000	305 000	305 000	275 000	225 000
5	U−5	420 000	430 000	420 000	440 000	410 000	410 000	400 000	420 000	370 000	390 000
6	U−5	460 000	430 000	440 000	395 000	420 000	425 000	370 000	355 000	315 000	225 000
7	U−5	420 000	—	425 000	450 000	390 000	—	410 000	435 000	—	350 000
8	U−5	430 000	450 000	440 000	460 000	425 000	440 000	400 000	415 000	390 000	255 000

Tabela 7

Tip beton	E_d^{med} kgf/cm²	E_c^0		E_i^0	
		1	2	1	2
Beton rezistenţă	424 000	406 000	400 000	412 000	400 000
Beton uzură	452 000	435 000	455 000	455 000	455 000

concasate (andezit de Racoş), notate U şi folosite în stratul de uzură. În ambele cazuri s-a folosit ciment P 400, în dozaj de 320, respectiv 330 kg/m³, raport a/c = 0,5 şi agregate pînă la 30 mm.

Încercările au constat dintr-o încărcare pînă la aproximativ 0,6 din sarcina de rupere, o descărcare urmată de o inversare a poziţiei prismei, astfel ca fibra comprimată să devină fibră întinsă, continuată cu încercarea pînă la rupere. S-au măsurat în timpul încercărilor deformaţiile de întindere şi compresiune la betoane cu agregate de rîu (fig. 18 şi 19) şi cu agregate concasate (fig. 20 şi 21) şi modulii de elasticitate la întindere sau compresiune ale aceloraşi betoane (fig. 22–25).

Tabela 8

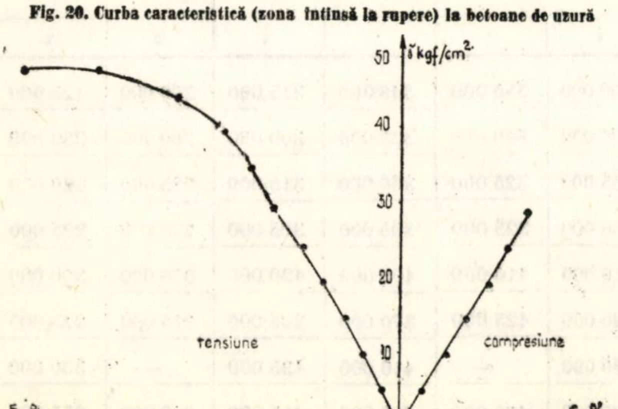
Tip beton	$E_c^{0,33}$		$E_{li}^{0,33}$		$E_c^{0,6}$		$E_{li}^{0,6}$		E_c^r	E_i^r
	1	2	1	2	1	2	1	2	2	2
Beton rezistenţă	380 000	370 000	380 000	360 000	345 000	335 000	335 000	310 000	270 000	210 000
Beton uzură	430 000	435 000	430 000	435 000	410 000	425 000	395 000	410 000	360 000	290 000

Rezultatele măsurătorilor efectuate sînt prezentate în tabelele 5 şi 6. Notaţiile 1 şi 2 din cele două tabele se referă la cele două poziţii de încărcare a prismei, încărcare şi reîncărcare. Din analiza datelor cuprinse în tabela 5, rezultă valorile medii din tabela 7 ale modulilor dinamici şi ale celor statici de zero la încărcare şi reîncărcare. Ele arată că între modulii statici de zero la încărcare şi reîncărcare nu există practic nici o deosebire, valorile măsurate variind în plus sau în minus cu mai puţin de 3%.

De asemenea se constată că între modulii statici de zero la întindere sau la compresiune, nu există practic nici o deosebire, în majoritatea cazurilor cele două valori coincizînd şi, într-un caz, existînd o abatere faţă de medie de ± 3%.

În sfîrşit, între oricare din valorile modulilor statici de zero la întindere sau compresiune şi modulul de elasticitate dinamic există o bună concordanţă, în cazul ambelor betoane încercate, coeficientul de corelaţie α al relaţiei (12) luînd valori cuprinse între 0,99 şi 1,05 (tabela 10).

Fig. 20. Curba caracteristică (zona întinsă la rupere) la betoane de uzură



Rezultatele obţinute la principalele trepte de încărcare sînt prezentate în tabela 6 şi rezumate în tabela 8. Din analiza lor se constată că, în cazul solicitării pînă la 0,6 din rezistenţa de rupere între modulii de încărcare şi reîncărcare, nu apar diferenţe sensibile. Variaţia modulului static, luînd ca bază modulul de 0, este ilustrată în tabela 9 şi figura 26, atît pentru betoanele cu agregate de rîu, cît şi pentru cele cu agregat concasat, atît la întindere cît şi la compresiune.

Datele prezentate în tabelă arată că betoanele cu agregate concasate sînt mai puţin deformabile decît cele cu agregate de rîu. Modulii de deformare la întindere şi compresiune pot fi consideraţi egali pînă la o sarcină de aproximativ 0,6 din sarcina de rupere, dar, peste această sarcină, diferenţa se accentuează, ajungîndu-se la rupere ca modulul de deformare la compresiune să fie cu 25–30% mai mare decît cel la întindere, în timp ce la 0,6 din sarcina de rupere, diferenţele erau doar de 4–5%. Acest fapt ilustrează comportarea mai plastică a zonei întinse decît a celei comprimate la rupere şi absenţa acestei diferenţieri pînă la 0,6 din sarcina de rupere.

Tabela 9

Tip beton	Solicitare	$\frac{E_{st}}{E_0}$			
		la 0	la 0,33 R_{pr}	la 0,6 R_{pr}	la R_{pr}
Beton de rezistenţă	compr.	1,00	0,95	0,84	0,64
	întind.	1,00	0,91	0,80	0,52
Beton de uzură	compr.	1,00	0,97	0,93	0,81
	întind.	1,00	0,96	0,89	0,67

În ceea ce priveşte corelaţia dintre modulul de elasticitate dinamic şi modulii statici corespunzători betoanelor cu diferite agregate şi supuse la diferite solicitări, rezultatele sînt sintetizate în tabela 10, în care sînt reprezentate valorile coeficientului de corelaţie α dintre cele două mărimi.

Tabela 10

$\frac{\sigma}{R_{ti}}$	Valorile α			
	Betoane cu agregate de rîu		Betoane cu agreg. concas.	
	compres.	întind.	compres.	întind.
0	1,05	1,04	1,01	0,99
0,33	1,13	1,14	1,05	1,05
0,60	1,25	1,31	1,08	1,12
1	1,57	2,02	1,26	1,56

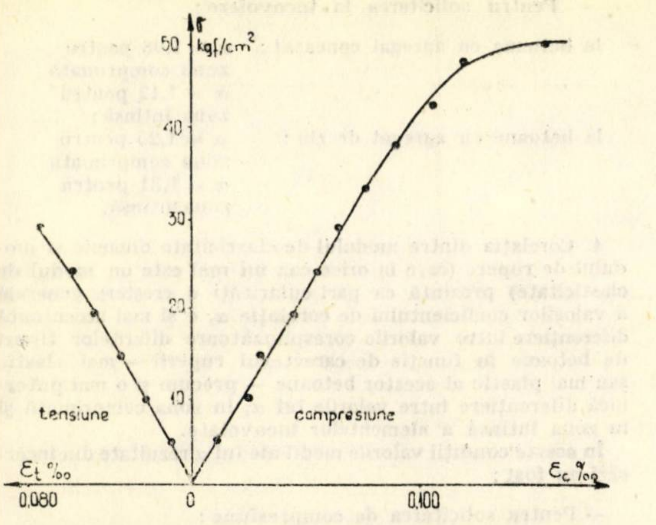


Fig. 21. Curba caracteristică (zona comprimată la rupere) la betoane de uzură

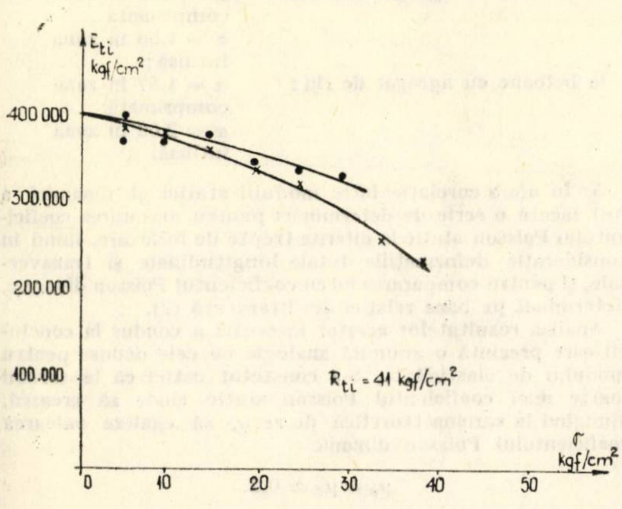
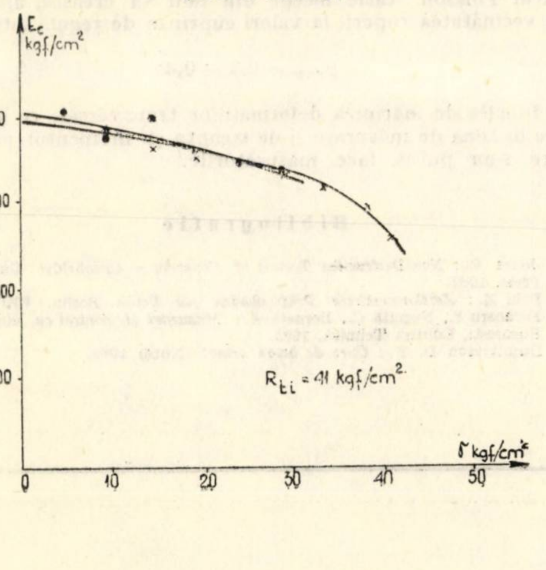


Fig. 22. Variația modulului de elasticitate în zona întinsă în funcție de efort (beton de rezistență)

Fig. 23. Variația modulului de elasticitate la compresiune în funcție de efort (beton de rezistență)



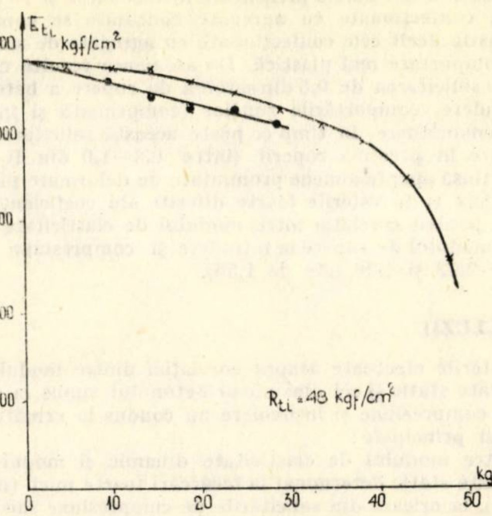


Fig. 24. Variația modulului de elasticitate în zona întinsă în funcție de efort (beton de uzură)

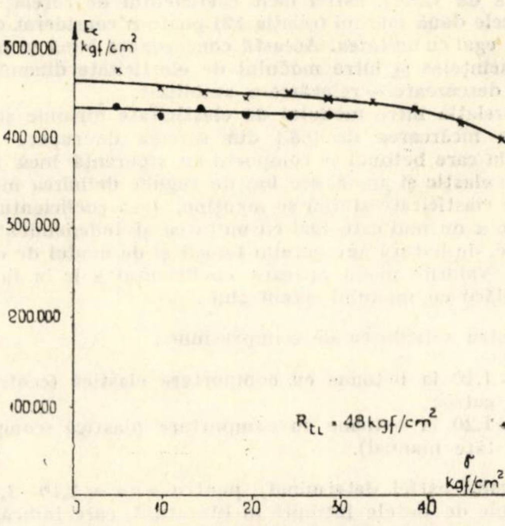
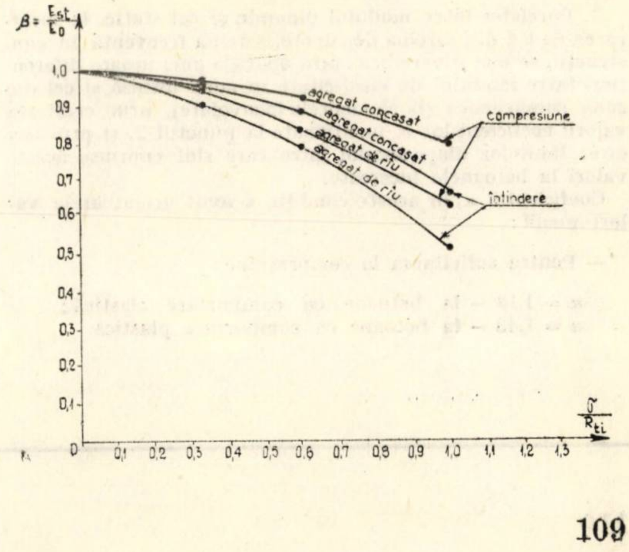


Fig. 25. Variația modulului de elasticitate în zona comprimată în funcție de efort (beton de uzură)

Fig. 26. Variația modulului de elasticitate static redus $\left(\frac{E_{st}}{E_0}\right)$ în timpul solicitării de încovoiere



Se observă din datele prezentate în tabelele 9 şi 10 că betoanele confecţionate cu agregate concasate se comportă mai elastic decît cele confecţionate cu agregate de rîu, care au o comportare mai plastică. De asemenea rezultă clar că pînă la solicitarea de 0,6 din sarcina de rupere a betonului la întindere, comportările zonelor (comprimată şi întinsă) sînt asemănătoare, în timp ce peste această solicitare şi cu deosebire în preajma ruperii (între 0,8—1,0 din R_{ti}); în zona întinsă apar fenomene pronunţate de deformare plastică evidenţiate şi de valorile foarte diferite ale coeficienţilor α folosite pentru corelaţia între modulul de elasticitate dinamic şi modulul de rupere la întindere şi compresiune (1,57 faţă de 2,02 şi 1,26 faţă de 1,56).

CONCLUZII

Cercetările efectuate asupra corelaţiei dintre modulul de elasticitate static şi cel dinamic al betonului supus la solicitări de compresiune şi încovoiere au condus la următoarele concluzii principale:

1. Între modulul de elasticitate dinamic şi modulul de elasticitate static determinat la încărcări foarte mici (modul de zero), la oricare din solicitările de compresiune sau încovoiere (atît pentru zona întinsă cît şi pentru cea comprimată), precum şi la oricare din tipurile de betoane încercate, confecţionate cu agregate de rîu sau concasate, compactate manual, prin vibrare sau centrifugare, supuse unui tratament termic sau întărite în condiţiile normale, există o bună concordanţă de valori, astfel încît coeficientul de corelaţie α dintre cele două mărimi (relaţia 12) poate fi considerat constant şi egal cu unitatea. Această concordanţă bună se menţine bineînţeles şi între modulul de elasticitate dinamic şi cel de descărcare — reîncărcare stabilizat.

2. Corelaţia între modulul de elasticitate dinamic şi cel static la încărcarea de 0,33 din sarcina de rupere (domeniul în care betonul se comportă cu siguranţă încă suficient de elastic şi unde are loc de regulă definirea modulului de elasticitate static) se menţine, însă coeficientul de corelaţie α nu mai este egal cu unitatea şi independent de solicitare, de natura agregatului folosit şi de modul de compactare. Valorile medii pe care coeficientul α le ia în cazul corelării cu modulul secant sînt:

— Pentru solicitarea de compresiune:

$\alpha = 1,10$ la betoane cu comportare elastică (centrifugate);
$\alpha = 1,20$ la betoane cu comportare plastică (compactate manual).

Intervalul astfel determinat, pentru α ($\alpha = 1,10-1,20$) se apropie de datele întîlnite în literatură, care indică, în asemenea condiţii, cifre cuprinse între $\alpha = 1,05-1,20$. La limita inferioară a intervalului se situează betoanele cu o comportare mai elastică, mai casantă, iar la limita superioară cele cu o comportare mai plastică.

— Pentru solicitarea de încovoiere la beton simplu:
$\alpha = 1,05$ — la betoane cu agregat concasat;
$\alpha = 1,13$ — la betoane cu agregat de rîu.

3. Corelaţia între modulul dinamic şi cel static, la încărcarea de 0,6 din sarcina de rupere, sarcină frecventă în construcţii, se mai diversifică: prin apariţia unei uşoare diferenţieri între modulul de elasticitate în zona întinsă şi cel din zona comprimată (la elementele încovoiate), prin creşterea valorii coeficienţilor α, menţionate la punctul 2, şi prin lărgirea limitelor diapazonului între care sînt cuprinse aceste valori la betoanele încercate.

Coeficientul α, în aceste condiţii, a avut următoarele valori medii:

— Pentru solicitarea la compresiune:

$\alpha = 1,18$ — la betoane cu comportare elastică;
$\alpha = 1,43$ — la betoane cu comportare plastică.

— Pentru solicitarea la încovoiere:

la betoane cu agregat concasat: $\alpha = 1,08$ pentru zona comprimată
$\alpha = 1,12$ pentru zona întinsă;
la betoane cu agregat de rîu: $\alpha = 1,25$ pentru zona comprimată
$\alpha = 1,31$ pentru zona întinsă.

4. Corelaţia dintre modulul de elasticitate dinamic şi modulul de rupere (care în orice caz nu mai este un modul de elasticitate) prezintă ca particularităţi o creştere generală a valorilor coeficientului de corelaţie α, o şi mai accentuată diferenţiere între valorile corespunzătoare diferitelor tipuri de betoane în funcţie de caracterul ruperii — mai elastic sau mai plastic al acestor betoane — precum şi o mai puternică diferenţiere între valorile lui α, în zona comprimată şi în zona întinsă a elementelor încovoiate.

În aceste condiţii valorile medii ale lui α rezultate din încercări au fost:

— Pentru solicitarea de compresiune:
$\alpha = 1,67$ la betoane cu comportare elastică;
$\alpha = 2,70$ la betoane cu comportare plastică.

— Pentru solicitarea de încovoiere la beton simplu:

la betoane cu agregat concasat: $\alpha = 1,26$ în zona comprimată
$\alpha = 1,56$ în zona întinsă;
la betoane cu agregat de rîu: $\alpha = 1,57$ în zona comprimată
$\alpha = 2,02$ în zona întinsă.

5. În afara corelaţiei între modulii statici şi dinamici a fost făcută o serie de determinări pentru măsurarea coeficientului Poisson static la diferite trepte de încărcare, luînd în consideraţie deformaţiile totale longitudinale şi transversale, şi pentru compararea lui cu coeficientul Poisson dinamic, determinat pe baza relaţiei din literatură (2).

Analiza rezultatelor acestor încercări a condus la concluzii care prezintă o anumită analogie cu cele deduse pentru modulul de elasticitate. S-a constatat astfel că la sarcini foarte mici coeficientul Poisson static tinde să crească, ajungînd la sarcina teoretică de zero, să egaleze valoarea coeficientului Poisson dinamic

$$\mu_0 = \mu_d \simeq 0,2.$$

La sarcini cuprinse între 0,2 şi circa 0,6 din sarcina de rupere, coeficientul Poisson static păstrează o valoare practic constantă, sub valoarea corespunzătoare coeficientului Poisson dinamic sau de zero, cu circa 20 %, conform relaţiei (2)

$$\mu_{0.5} = 0,16.$$

La sarcini ce depăşesc 0,6 din sarcina de rupere, coeficientul Poisson static începe din nou să crească, ajungînd în vecinătatea ruperii la valori cuprinse de regulă între

$$\mu_{rup} = 0,3 - 0,4$$

în funcţie de mărimea deformaţiilor transversale ce se produc în zona de măsurare şi de treapta şi momentul pînă la care s-au putut face măsurătorile.

Bibliografie

[1] Jones R.: *Non-Destructive Testing of Concrete* — Cambridge University Press, 1962.
[2] Pohl E.: *Zerstorungsfreie Prüfmethoden für Beton*. Berlin, VEB, 1966
[3] Făcăoaru I., Negoită C., Bernath A.: *Măsurări şi control cu ultrasunete* Bucureşti, Editura Tehnică, 1965.
[4] Dumitrescu D. F.: *Curs de beton armat* (Note) 1965.

Congresul internaţional de construcţii metalice de la Dresda

În intervalul 18—22 septembrie 1967 s-a desfăşurat la Dresda (R. D. G.) Congresul internaţional de construcţii metalice organizat în cadrul Universităţii Tehnice din Dresda.

Tematica congresului a fost axată pe problemele legate de folosirea oţelului în construcţii industriale şi în construcţia podurilor. Referatele prezentate au constituit trei grupe :

— *Construcţii industriale*, tratînd probleme de proiectare, execuţie, montaj, precum şi încercări experimentale ale elementelor de construcţii metalice folosite în acest domeniu.

— *Construcţii de poduri*, cuprinzînd probleme de proiectare, execuţie, montaj şi încercări experimentale pentru poduri metalice.

— *Metodele speciale de calcul*, cuprinzînd unele studii cu caracter teoretic, legate de perfecţionarea metodelor de calcul al construcţiilor metalice (probleme privind flambajul, siguranţa construcţiilor, folosirea calculatoarelor electronice la calculul structurilor metalice etc.).

La congres au participat circa 500 de persoane, din care aproximativ 100 delegaţi străini, în special din ţări socialiste. Au fost expuse circa 70 referate din care unele au fost prezentate în şedinţe comune, iar altele în cadrul a două secţii.

Referatele prezentate la Congres vor fi publicate într-un volum special care va apărea în prima jumătate a anului 1968.

Timpul de prezentare a referatelor a fost limitat la 15 minute, pentru discuţii rezervîndu-se cîte 5—10 minute. Prezentarea referatelor s-a făcut în limba germană, efectuîndu-se, atunci cînd a fost necesar, traduceri în limba rusă.

Congresul s-a încheiat cu o excursie de studii, în cadrul căreia s-a vizitat Fabrica de construcţii metalice de la Plauen, precum şi şantiere de montaj ale unor poduri metalice.

În cele ce urmează vor fi prezentate aspectele mai interesante din lucrările Congresului precum şi din cele văzute cu ocazia vizitei la Fabrica de construcţii metalice din Plauen.

I. Lucrările congresului

Din lucrările prezentate s-au desprins unele aspecte care interesează pe cercetătorii, proiectanţii şi executanţii ce activează în domeniul construcţiilor metalice din ţara noastră. Aceste aspecte vor fi prezentate grupate pe probleme :

1. Privitor la concepţia de proiectare a construcţiilor metalice şi la modul în care trebuie considerate încărcările în construcţii, prof. dr. ing. G. Bierett din R. F. G., specialist de autoritate mondial recunoscută, a prezentat o sinteză a preocupărilor şi studiilor efectuate în ultimii ani ; în referatul prezentat, intitulat „Capacitatea portantă a îmbinărilor construcţiilor metalice supuse la solicitări apropiate de cele din exploatare şi tratarea lor în cadrul verificărilor de rezistenţă şi oboseală a construcţiilor”, efectuează o analiză a modului în care trebuie considerate diferite încărcări ce acţionează temporar asupra construcţiilor şi în special încărcările utile date de convoaie asupra podurilor, grinzilor căilor de rulare, macaralelor etc. Introduce noţiunea de „Colectiv” pentru curba care stabileşte frecvenţa în procente a eforturilor de diferite mărimi în elementul de construcţie considerat. Pe baza observaţiilor şi prelucrării datelor statistice referatul dă indicaţii privind modul în care urmează a fi consideraţi în proiectare aceşti parametri, în vederea stabilirii gradului real de siguranţă a structurilor de rezistenţă.

2. Încercările pe elementele de construcţii, în scopul determinării comportării reale şi a stabilirii unei metode de calcul mai apropiate de realitate pentru evitarea supradimensionărilor, au constituit o altă grupă de preocupări ale referenţilor.

În această categorie s-au încadrat cele două lucrări ale delegaţiei române. Lucrarea prezentată de prof. D. Mateescu a analizat comportarea unor ferme de 12m deschidere executate din profile cu pereţi subţiri, experimentate de Catedra de construcţii metalice din Timişoara, în colaborare cu Filiala INCERC-Timişoara. Comunicarea conf. C. Dalban, bazată pe o serie de cercetări teoretice şi experimentale efectuate în cadrul Catedrei de construcţii metalice în colaborare cu Centrul de cercetări al Institutului de construcţii din Bucureşti sub îndrumarea prof. şef de catedră Victor Popescu s-a referit la modul în care poate fi extinsă metoda de calcul în domeniul plastic la grinzile continue cu goluri în inimă, ţinînd seamă de particularităţile de alcătuire a reazemelor.

În lumina aceleiaşi preocupări a fost elaborată lucrarea prezentată de conf. B. Speranscki din Sverdlovsk (U. R. S. S.) „Cercetări experimentale ale grinzilor cu zăbrele precomprimate şi folosirea lor în industrie”. Referatul a cuprins rezultatele cercetărilor experimentale efectuate la Politehnica din Sverdlovsk, concluziile care s-au desprins pentru proiectare şi eficienţa economică a folosirii acestui procedeu la construcţii executate, la care s-au obţinut economii de metal între 10—30%.

În legătură cu folosirea raţională a metalului în construcţii a prezentat interes şi lucrarea „Folosirea rezultatelor ecruisării la grinzi din profile cu pereţi subţiri” (autor ing. K. Szilassy din R.P.U.). Rezultatele stabilite de referent confirmă o serie de rezultate obţinute în urma unor încercări efectuate în cadrul Catedrei de construcţii metalice din Bucureşti, în sensul că, păstrînd o anumită rezervă de siguranţă faţă de rezistenţa la rupere, este posibilă folosirea limitei de curgere obţinute pe profilul format la rece în locul limitei de curgere a materialului din banda neformată faţă de care este mai mare datorită ecruisării. Se mai menţionează de asemenea că rezistenţa la rupere şi limita de curgere sînt insensibil influenţate de sudura cu arc electric ; limita de curgere scade cu cel mult 15% doar într-o porţiune foarte redusă în zona preîncălzită, ceea ce are o influenţă redusă asupra capacităţii portante a întregului element.

3. O altă grupă de preocupări au constituit-o elementele de îmbinare.

Prof. dr. O. Steinhardt de la Politehnica din Karlsruhe (R. F. G.) a prezentat referatul „Stadiul actual al tehnicii baloanelor de înaltă rezistenţă pretensionate în R. F. G.”. Au fost analizate o serie de îmbunătăţiri aduse în ultima vreme buloanelor şi îmbinărilor cu buloane de înaltă rezistenţă.

Printre altele se poate cita folosirea buloanelor de înaltă rezistenţă păsuite, la care diferenţa dintre diametrul găurii şi diametrul bulonului nu depăşeşte 0,5 mm şi la care eforturile transmise prin frecare pot fi majorate cu 80% pentru piese din oţel carbon obişnuit şi cu 60% pentru piese din oţel slab aliat. Pot fi de asemenea folosite şi buloane în găuri cu diametrul mare (diferenţa depăşind 3 mm), dar în acest caz trebuie contat pe o reducere de 20% a forţei capabile. Pentru buloanele păsuite s-au efectuat şi încercări la solicitări variabile, rezultînd că reducerea rezistenţei la oboseală datorită transmiterii parţiale a efortului prin presiunea pe peretele găurii este neînsemnată.

Au fost de asemenea prezentate rezultatele obţinute prin vopsirea suprafeţelor îmbinării cu o vopsea care să protejeze piesele împotriva coroziunii, fără a micşora însă coeficientul de frecare.

Îmbinările sudate ale construcţiilor metalice au fost tratate într-un număr mai redus de referate, problemele analizate limitîndu-se la unele aspecte particulare legate de deformaţiile şi fenomenele de rupere fragilă produse de sudură.

În cadrul secţiei de poduri au fost prezentate rezultate ale folosirii adezivilor pentru lipirea plăcilor de beton, de elementele metalice ale podurilor cu grinzi unite (platelaj de beton legat solidar de grinzile metalice). În acest sens au fost prezentate încercări efectuate în R. D. G. şi R.P.P.

Două referate (R. D. G. şi R. F. G.) au tratat posibilitatea folosirii prefabricatelor din beton armat la construcţia podurilor cu grinzi unite (Verbundträger), fără a se menţiona dacă pînă în prezent s-au executat astfel de lucrări.

4. Exemple de construcţii executate. Probleme de uzinare a construcţiilor metalice.

În acest domeniu au fost numeroase referate la secţia de poduri în cadrul cărora s-a prezentat o serie de poduri realizate în ultima perioadă în special în

R. D. G. şi R. P. U. În domeniul construcţiilor de clădiri au fost prezentate cîteva hale cu deschidere mare (hale de sport, hangare), realizate în R.P.P. Au fost de asemenea prezentate unele construcţii metalice din industria extractivă precum şi structuri de macarale (R. D. G. şi R. S. C.).

Specialiştii din R. F. G. au prezentat aspecte interesante privind perfecţionările aduse în ultima perioadă lucrărilor de uzinare a construcţiilor metalice.

5. Metode de calcul speciale

În cadrul acestei grupe de probleme a fost prezentată o serie de referate care s-au ocupat de problema de stabilitate a barelor metalice comprimate centric sau excentric, de stabilitate a grinzilor încovoiate, de voalare a elementelor cu pereţi subţiri şi de comportare a acestor elemente în domeniul postcritic. Aproape toate referatele au tratat probleme sub aspectul pur teoretic, rezultatele obţinute nefiind supuse unor verificări experimentale.

Stadiul actual al folosirii calculatoarelor electronice la proiectarea construcţiilor metalice în R. D. G. a făcut obiectul referatului prezentat de conf. H. Kretzschmar de la Institutul de construcţii şi arhitectură din Weimar.

II. Vizitarea uzinei de construcţii metalice din Plauen

Uzina are o capacitate de producţie de 35 000 tone anual executînd toate tipurile de construcţii metalice. Tehnologia de execuţie a elementelor din oţel prezintă unele perfecţionări prin folosirea unor instalaţii şi utilaje speciale şi anume :

1. Instalaţii pentru preconservarea profilelor şi a tablelor. Preconservarea constă din aplicarea unei vopsele speciale care asigură protecţia contra coroziunii pînă în faza finală de finisare a produselor şi care serveşte drept grund pentru aplicarea straturilor de vopsea ulterioare. Profilele şi tablele sînt trecute printr-o cameră de uscare, o cameră de sablare şi o cameră de aplicare a vopselei-grund, prin pulverizare, operaţiile desfăşurîndu-se continuu existenţa acestui grund nu împiedică sudarea pieselor. Considerăm că această operaţie de preconservare, care în prezent este folosită şi în alte ţări cu nivel tehnic avansat, ar trebui asimilată şi de uzinele de construcţii metalice din ţara noastră deoarece micşorează volumul de muncă şi măreşte rezistenţa la coroziune a elementelor metalice.

2. Uzina din Plauen utilizează aproape exclusiv sudarea automată şi semiautomată în atmosferă cu CO_2, care în condiţiile din R. D. G. rezultă mai eficientă decît sudura sub strat de flux.

3. Este acordată o mare atenţie prelucrării şi finisării pieselor metalice, fiind folosită pe scară largă polizarea automată a muchiilor şi a suprafeţelor care se sudează.

Conf. dr. ing. C. Dalban

RECENZII

M. G. Davidson

NOVAIA TEHNOLOGHIIA BETONNÎH RABOT ZIMOI

(Nouă tehnologie de executare a lucrărilor de betonare pe timp de iarnă)

Leningrad, Lenizdat, 1966; 139 p., 23 fig., 31 tabele

În U.R.S.S. s-au utilizat pe scară largă diferite metode de lucru pe timp friguros, între care metoda termos (încălzirea componentelor betonului), a încălzirii cu abur, a încălzirii cu energie electrică, a învelirii întregii construcţii, precum şi metoda adăugării unor cantităţi importante (pînă la 15 %) de săruri de clor (clorură de calciu şi clorură de natriu), în apa de preparare a betonului. Dintre metodele sus-menţionate, adăugarea de săruri de clor s-a dovedit cea mai simplă şi cea mai economică şi a cunoscut o largă răspîndire în ultimii ani, formînd obiectul a numeroase aplicaţii, articole şi comunicări la congrese. Totuşi metoda adaosurilor de săruri de clor are un neajuns important în cazul utilizării ei la elemente de beton armat, prin aceea că produce corodarea armăturii atunci cînd conţinutul de săruri de clor depăşeşte 2 % din greutatea cimentului. Din această cauză utilizarea procentelor mari de săruri de clor este permisă de prescripţiile sovietice numai la elemente de beton simplu sau de beton cu armături constructive, şi chiar în acest caz se iau o serie de măsuri speciale pentru ca temperatura betonului să nu coboare sub — 15°C în primele zile de întărire.

În primul capitol al lucrării se prezintă cercetări recente efectuate la Leningrad, care au arătat că prin utilizarea potasei (carbonat de potasiu) ca adaos în betonul turnat la temperaturi negative s-au obţinut rezultate pe deplin satisfăcătoare sub aspectul asigurării aderenţei între beton şi armătură, a protejării armăturii împotriva coroziunii, a rezistenţei betonului la îngheţ şi a rezistenţei la compresiune.

Următoarele două capitole ale lucrării prezintă metodele de întîrziere a începutului prizei betonului cu adaos de potasă, precum şi influenţa adaosurilor de potasă asupra întăririi cimenturilor cu diferite compoziţii mineralogice. Autorul recomandă utilizarea borhotului sulfitic de spirt (SSB) ca adaos pentru întîrzierea începutului prizei. Analizînd influenţa adaosurilor de potasă asupra diferitelor categorii de cimenturi, autorul ajunge la concluzia că pentru cimenturile normale şi cele alitice utilizate la betoane turnate la temperaturi de —20°C. . . —25°C., cele mai bune rezultate se obţin cu un adaos de potasă de 10 % din greutatea cimentului. În general însă, la prepararea betoanelor care urmează să se toarne pe timp friguros cu adaos de potasă, este de preferat utilizarea cimenturilor aluminoase.

М.І. ДАВИДСОН
НОВАЯ
ТЕХНОЛОГИЯ
БЕТОННЫХ РАБОТ
ЗИМОЙ

Capitolul al patrulea şi al cincilea prezintă numeroase aplicaţii ale potasei la betoane utilizate la diferite tipuri de construcţii ale potasei prefabricate şi monolite. Astfel, betonul cu adaos de potasă s-a utilizat la monolitizarea îmbinărilor unui acoperiş cu deschiderea de 100 m, executat din pînze subţiri prefabricate. Lucrările de monolitizare s-au executat la o temperatură de —10°C. . . —12°C şi betonul a atins rezistenţa de 220 kg/cm^2 la 28 de zile, iar la trei luni a ajuns la 70 % din marcă. Betoane cu adaos de potasă s-au utilizat la scheletul unei clădiri etajate, la centura unui acoperiş format dintr-o pînză subţire prefabricată, la construcţia unui pod, la contrucţia unor mari rezervoare realizate la temperaturi de —15°C. . . —20°C etc.

Mortare cu adaosuri de potasă s-au utilizat la zidăria de cărămidă a unor construcţii industriale şi construcţii de locuinţe etajate, obţinîndu-se de asemenea rezultate satisfăcătoare.

Capitolul al şaselea al lucrării tratează eficienţa economică a utilizării potasei la executarea lucrărilor de beton şi beton armat pe timp friguros. Se arată că în U.R.S.S. circa 30. . . 40 % din lucrările de beton se desfăşoară în condiţii de timp friguros şi, deci, prezintă o mare importanţă reducerea costului acestor lucrări. Dintr-un exemplu dat în lucrare rezultă că, în condiţiile de preţuri din U.R.S.S., economia este de circa 31. . .61 % în raport cu metoda termos sau metoda de încălzire cu abur.

În ultimul capitol se fac recomandări pentru utilizarea potasei ca adaos în betoanele destinate turnării pe timp friguros, dîndu-se indicaţii asupra alegerii materialelor, preparării betonului, punerii în operă etc.

Lucrarea prezintă multilateral şi complet aspectele utilizării potasei ca adaos la betoanele turnate pe timp friguros, furnizînd prin aceasta un material interesant inginerilor şi tehnicienilor din institutele de cercetări, laboratoarele şi şantietele întreprinderilor de execuţie din ţara noastră.

Ing. G. Calmanovici

INSTITUTUL DE STUDII ȘI PROIECTĂRI PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

PROIECTEAZĂ

● SISTEMATIZARE TERITORIALĂ ȘI URBANĂ ● ANSAMBLURI ORĂȘENEȘTI ● COMPLEXE DE ODIHNĂ, TURISTICE ȘI SPORTIVE ● LOCUINȚE ● CENTRE COMERCIALE ● HOTELURI ● TEATRE ● SPITALE ȘI POLICLINICI

ISCAS

BUCUREȘTI 13 ● STRADA SNAGOV NR. 53—55 ● TELEFON: 11.78.40

M. I. C.

ÎNTREPRINDEREA DE MATERIALE IZOLATOARE
BERCENI—PLOIEŞTI

Va produce în anul 1968

Un nou material hidroizolator: Împîslitura din fibre de sticlă

acoperită pe ambele feţe cu bitum şi cu material mineral. În funcţie de scopul în care se utilizează, se fabrică în

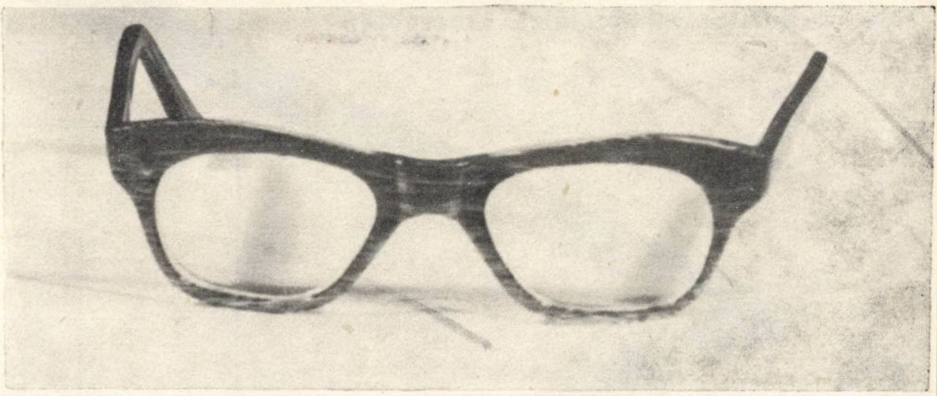
TREI SORTIMENTE:

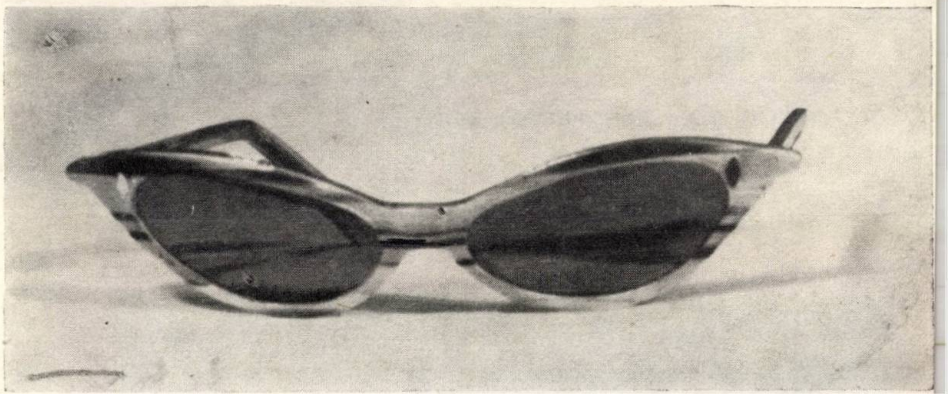
1. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL SUPERIOR al hidroizolaţiei, presărată cu nisip fin, pe o faţă, şi cu nisip grosier sau mozaic colorat pe cealaltă faţă.
2. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL INTERMEDIAR al hidroizolaţiei, presărată cu nisip pe ambele feţe.
3. ÎMPÎSLITURA PENTRU STRATUL INFERIOR al hidroizolaţiei cu barieră de vapori, avînd perforaţii de ∅ 20 mm dispuse la distanţă de 70—100 mm una faţă de alta.

FABRICA
„SECURIT"

BUCUREȘTI

Str. Agricultori 113





PRODUCE:

- Ochelari de soare și de vedere pentru femei, bărbați și copii.
- Ochelari de protecție pentru tractoriști, chimiști, strungari, pietrari.
- Ochelari de sport pentru motocicliști, schiori, lucrători forestieri etc.
- Lentile de vedere anastigmatice de la + 0,25 la + 6 dioptrii.
- Geamuri Securit plane și curbate pentru autovehicule.
- Oglinzi sanitare, fanteziuri, toalete din geam de calitate superioară.

Toate aceste sortimente se produc pe bază de comenzi ferme, fără repartiție.
Produsele executate de FABRICA SECURIT BUCUREȘTI sînt moderne, durabile și cu utilitate practică.

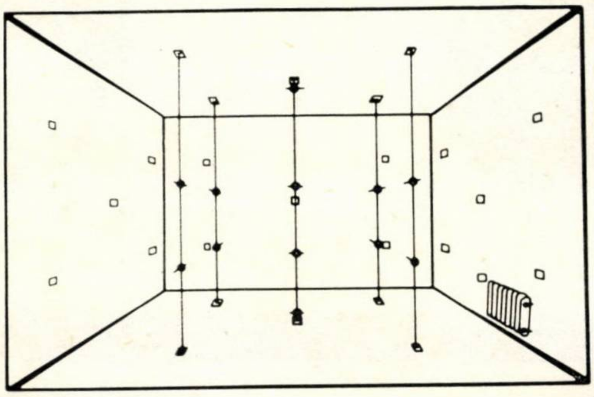
Telefon: 21.31.76 22.07.70

incerc

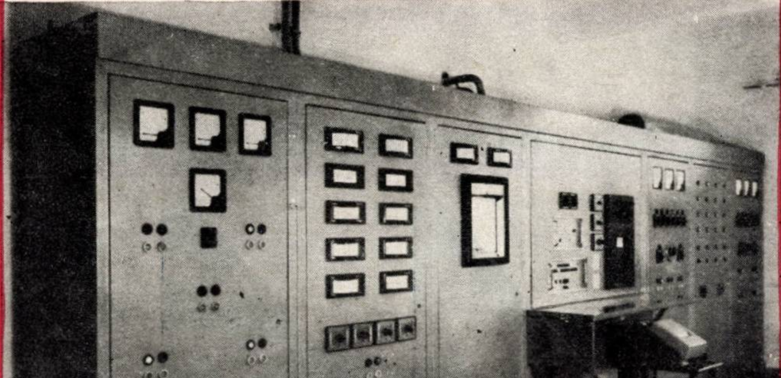
Institutul de
Cercetări în
Construcţii şi
Economia
Construcţiilor
Secţia Instalaţii

Determinarea de caracteristici termice la corpuri statice de încălzire în celula termică INCERC. Puterea termică a corpurilor de încălzire se determină cu precizia de ± 2% folosind o instalaţie special construită, echipată cu aparataj electronic automatizat.

Se asigură perfecta reproductibilitate a măsurătorilor şi se întoçmesc diagramele de catalog ale corpurilor de încălzire încercate.



BUCUREŞTI, ŞOS. PANTELIMON 266



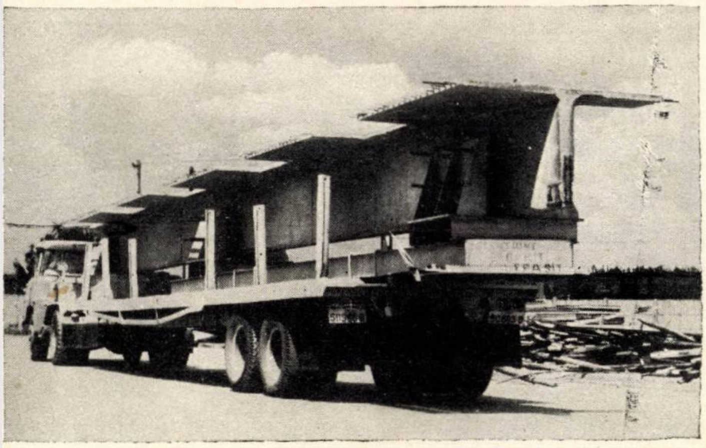
Détermination des caractéristiques thermiques des corps de chauffe dans la cellule thermique INCERC.

L'émission thermique des corps de chauffe est déterminée avec une précision de ± 2% en utilisant une installation spécialement construite dotée d'un appareillage électronique automatisé.

On assure la parfaite reproduction des mesurages et on élabore les diagrammes de catalogue des corps de chauffe essayés.

ÎNTREPRINDEREA
DE
PREFABRICATE

„PROGRESUL"



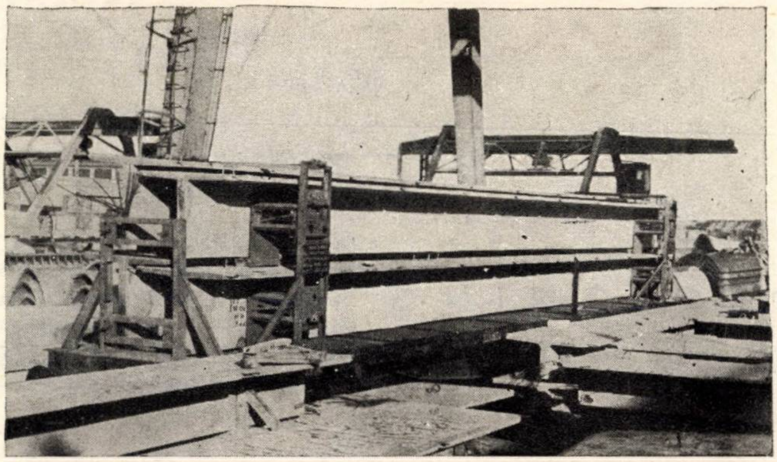
Execută grinzi T din beton precomprimat de 12,0 și 18,0 m deschidere

Peste 200 000 m² de hale industriale s-au acoperit cu grinzi T

Transportul grinzilor la șantier este rezolvat atît cu C.F., cît și cu mijloace auto

AVANTAJELE FOLOSIRII GRINZILOR T:

- productivitate ridicată — suprafață mare de acoperire 18 × 2 = 36 m²
- montaj simplu — cu un singur element se rezolvă acoperișul
- înălțime redusă de construcție — pentru 18,0 m deschidere—H = 1,0 m
- se poate rezolva economic un plafon neted
- este posibilă o rezolvare corespunzătoare a ventilației și iluminării



București, Șoseaua Giurgiului nr. 5, Telefon 23.40.40.

SECTION, SHEET AND TUBE MILLS
ROLL-FORMED SECTION LINES
GALVANIZING PLANTS
INDUSTRIAL FURNACES
INDUSTRIAL BUILDINGS AND INSTALLATIONS

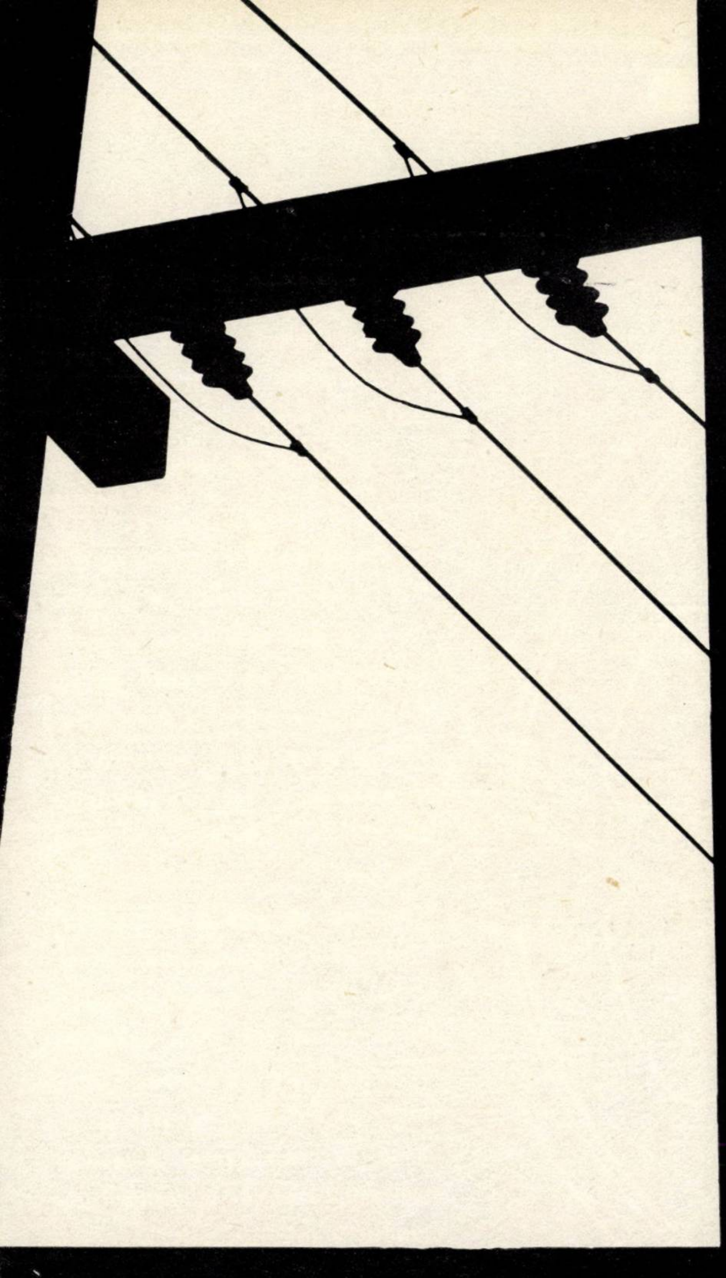
LAMINOIRS À ACIERS PROFILÉS, TÔLES ET TUBES
LIGNES DE PROFILAGE
INSTALLATIONS DE GALVANISATION
FOURS INDUSTRIELS
BÂTIMENTS ET INSTALLATIONS INDUSTRIELS

DESIGNING
KNOW-HOW

INSTITUTUL
PENTRU PROIECTARI
DE LAMINOARE
IPL

CONSULTING
ENGINNEERING

64, BULEVARDUL REPUBLICII – BUCAREST – ROUMANIE
Téléphone : 16.70 10 ● Télex : 357 ● Télégrammes : IPROLAM



proiectează si elaborează studii pentru

- CENTRALE TERMOELECTRICE SI DE TERMOFICARE
- REŢELE DE TERMOFICARE URBANĂ ŞI INDUSTRIALĂ
- LINII DE ÎNALTĂ ŞI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE
- STAŢII ELECTRICE DE TRANSFORMARE
- SISTEME INTERCONECTATE
- ELECTRIFICĂRI URBANE ŞI RURALE
- ELECTRIFICĂRI DE PERSPECTIVĂ

acorda asistenţă tehnică la construcţii-montaj şi punere in funcţiune

designing and drawing up studies for

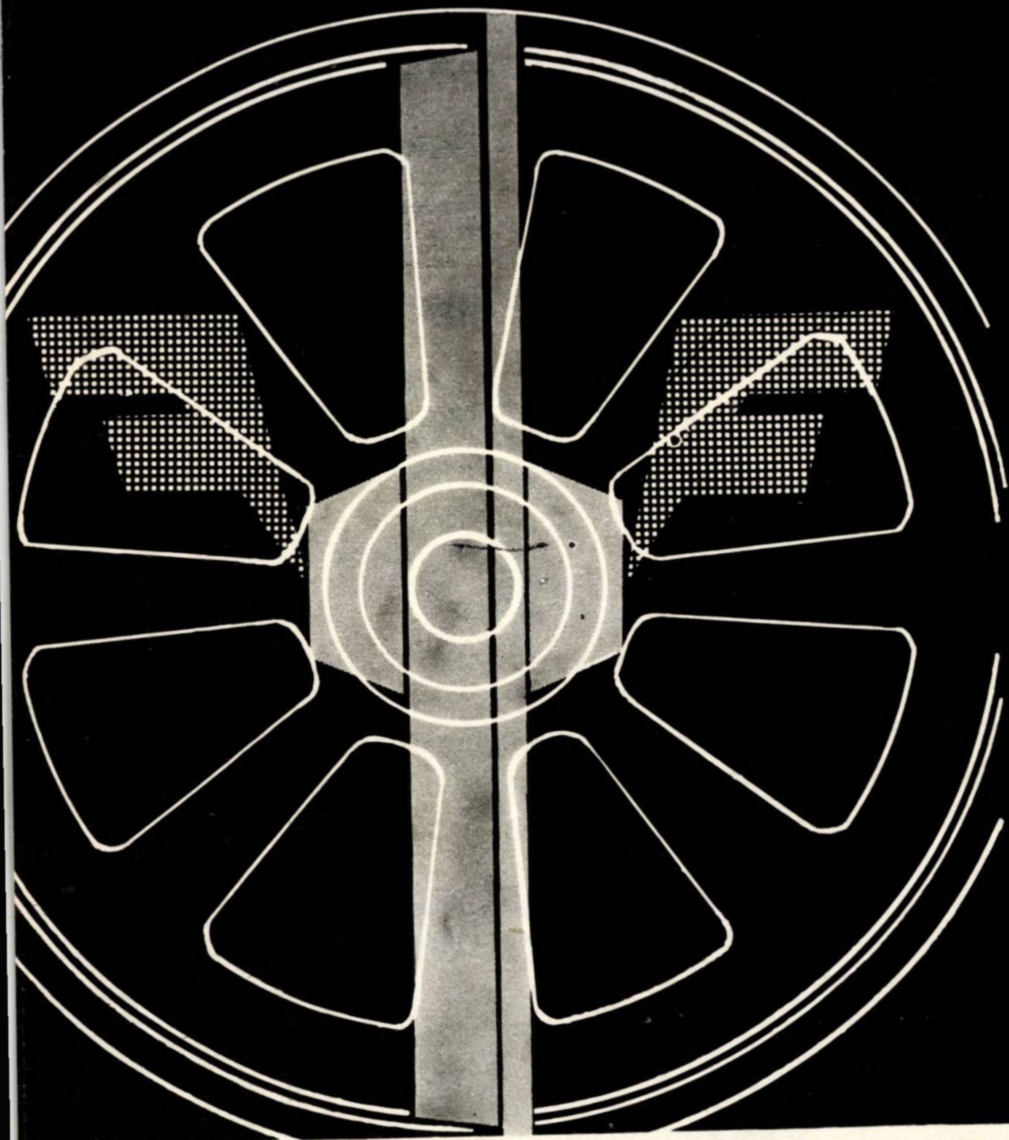
- THERMAL – POWER PLANTS AND COMBINED HEAT–AND–POWER PLANTS
- DISTANCE HEATING–NETWORKS FOR CITIES AND INDUSTRIES
- HIGH AND EXTRA HIGH–VOLTAGE LINES
- TRANSFORMER SUBSTATIONS
- INTERCONNECTED NETWORKS
- URBAN AND RURAL ELECTRIFICATION
- POWER–SYSTEM PLANNING

engeneering for construction erection and commissioning

ISPE

INSTITUTUL DE STUDII SI
PROIECTARI ENERGETICE
BUL. REPUBLICII 29 - **BUCURESTI**

IPCF



Întocmeşte proiecte de căi ferate de ecartament normal (1435 mm) şi ecartament ingust (1000 mm şi 760 mm), respectiv:

— căi ferate noi simple sau duble;
— reconstrucţia şi modernizarea căilor ferate existente;
— dublarea căilor ferate existente.

Documentaţia tehnică ce se intocmeşte pentru executarea unor astfel de lucrări se bazează pe studii tehnico-economice aprofundate precum şi pe studii de teren corespunzătoare: tehnico-geologice, geotehnice, hidrologice şi topografice.

Proiectele de execuţie cuprind: infrastructura (terasamente, podeţe, poduri, viaducte, consolidări etc.), suprastructura căii (linii, schimbătoare de cale, traversări etc.), clădiri şi instalaţii feroviare, instalaţii de centralizare şi telecomunicaţii, precum şi orice alte construcţii sau instalaţii necesare transporturilor feroviare.

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE

BUCUREŞTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 şi 18.26.10

DIRECȚIA GENERALA CONSTRUCȚII — MONTAJ BUCUREȘTI

Prin unitățile sale de materiale de construcții

produce:

- agregate de balastieră
- elemente de beton armat prefabricat
- prefabricate din beton simplu: dale (simple și mozaicate), borduri etc.
- garduri tip industrial și urban
- materiale de zidărie
- materiale ceramice diverse
- aparataj sani-tehnic
- aparataj electric
- tîmplărie pentru binale

BULEVARDUL GHEORGHE GHEORGHIU-DEJ NR. 27 BUCUREȘTI
TELEFON 16.43.87 ● TELEX: 011.360 DGCM

ÎNTREPRINDEREA
„VICTORIA“
BUCUREȘTI, STR. COBĂLCESCU nr. 9
Telefon 13.25.49

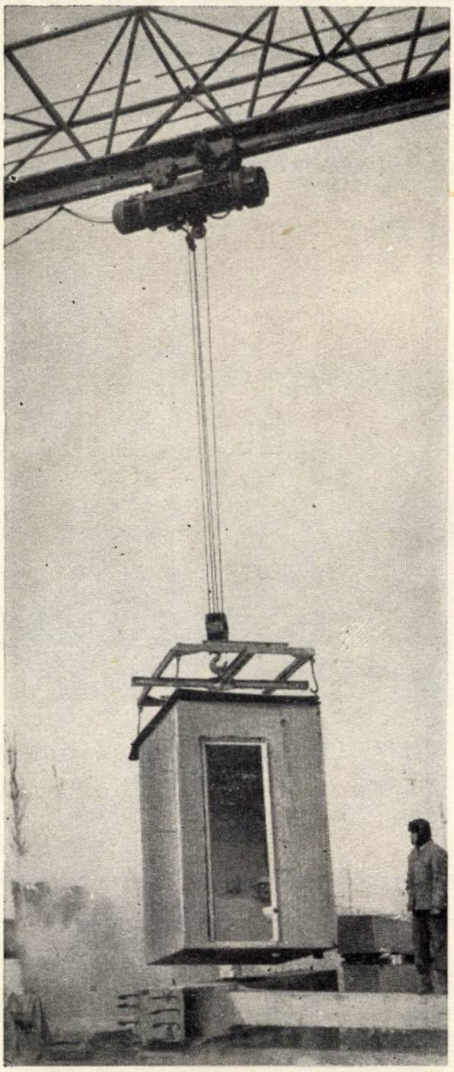
LIVREAZĂ:

APA STOP

Produs sub formă de praf, ce se întrebuințează ca adaos la ciment și are rolul de a impermeabiliza mortarele și betoanele, pentru presiuni de apă nu prea mari.

CLEI RECE

Pe bază de caseină pentru lucrări de tîmplărie, binale și zugrăveli, rezistă și în medii umede.



CABINA SANITARA PREFABRICATA

Elementele prefabricate spaţiale reprezintă un pas important pe linia industrializării construcţiilor, întrucît cel mai greu proces de finisaj al apartamentului — finisarea băilor — se execută în condiţii industriale de fabrică. Băile se livrează cu toate instalaţiile şi aparatura montate, complet finisate, astfel încît pe şantier se execută numai racordurile la instalaţiile de apă, electrice şi de încălzire.

Băile se execută, la cerere, în mai multe variante, în funcţie de poziţia uşii, ferestrei şi a ventilaţiei.

Dimensiuni:

lungime = 2,26 m

lăţime = 1,60 m

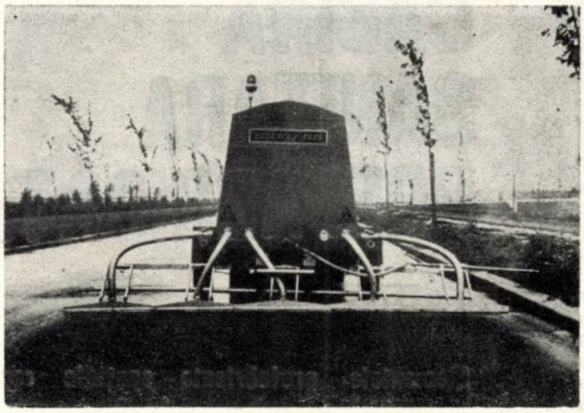
GRANITUL

INTREPRINDERE DE PREFABRICATE

ŞOSEAUA VERGULUI Nr. 18, BUCUREŞTI ● TELEFON 35.30.40

DEZVOLTATE PE BAZA EXPERIENŢEI CÎŞTIGATE ŞI DESTINATE EXECUŢIEI DE ÎMBRĂCĂMINŢI RUTIERE DIN GUDRON DE BITUM.

RODRY 66



Executarea îmbrăcăminţilor rutiere din gudron de bitum aplicat pe şosele umede.

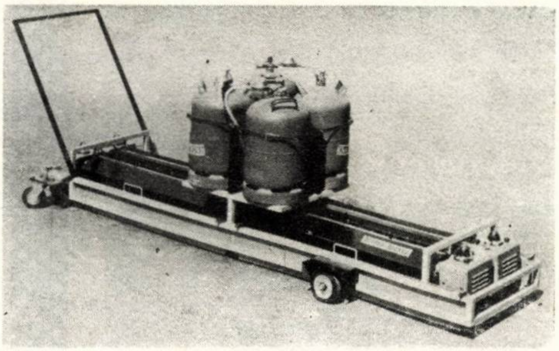
Absorbţie completă a apei şi impurităţilor.

Lăţime de lucru variabilă 4 m, viteză de lucru de 60 m/min.

Utilaje pentru îmbrăcăminţi de uzură fără cusături şi reparaţii la îmbrăcăminţi deteriorate, ca de exemplu închideri de fisuri şi cusături.

Panouri radiante de mare productivitate de 1,4 atü cu rulant se livrează utilaje pentru sarcini termice 24 000—84 000 kcal/h.

BITU-BOY



Maşinile sînt un produs al firmei ING. HOFMANN EXPORT GMBH, 46 Dortmund, Saarbrücher Strasse 12, telefon 52.95.92, Telex : 822 1792

În cursul anului 1968 firma organizează expoziţii la tîrgurile de primăvară din Leipzig şi Hanovra

PUBLICOM

Agregatele BITU—BOY funcţionînd pe bază de radiaţii infraroşii

Plastifierea îmbrăcăminţilor rutiere din gudron şi prelucrarea lor ulterioară, chiar după răcire, a devenit posibilă numai după introducerea tehnicii radiaţiilor infraroşii în execuţia lucrărilor rutiere. Căldura degajată sub formă de radiaţii infraroşii, obţinute prin arderea unui amestec de propan şi aer, pătrunde cu o temperatură de max. 100°C în îmbrăcămintea rutieră ce urmează a fi prelucrată. Liantul bituminos este astfel ferit de orice influienţe dăunătoare, punctul de inflamabilitate fiind atins abia la temperarura de 220°C.

Adîncimea de propagare depinde de durata expunerii la radiaţii. Totuşi, rareori este necesar ca această adîncime să depăşească 3 cm deoarece, în majoritatea cazurilor întîlnite în practică, este vorba de lucrări privind straturile de uzură.

Execuţia în condiţii optime a cusăturilor care apar în cazul realizării unor îmbrăcăminţi de uzură, alcătuite din mai multe benzi de circulaţie, ridică unele probleme speciale.

În momentul execuţiei benzii adiacente, banda iniţial executată s-a răcit, astfel încît în zona de contact apar diferenţe de temperatură. În asemenea condiţii nu se mai poate realiza omogenitatea îmbrăcăminţii în zona cusăturii. Densităţile diferite şi denivelările sînt adesea susceptibile să atragă după sine deteriorarea unor îmbrăcăminţi calde, chiar în cazul unei execuţii ireproşabile. În momentul execuţiei benzii adiacente, muchia stratului rutier executat iniţial se încălzeşte cu ajutorul dispozitivului BITU—BOY. Compactarea ulterioară cu ruloul compresor asigură lipirea perfectă a îmbrăcăminţilor în zona cusăturii (BITU—BOY B 12 Super are o lăţime de 3 m şi se montează în faţa autocamionului).

Repararea îmbrăcăminţilor de uzură cu defecţiuni sau a celor deteriorate de trafic reprezintă un alt domeniu de aplicare. Utilizarea maşinilor BITU—BOY prezintă în aceste cazuri aspecte foarte variate ; închideri de cusături mediane deschise, eliminarea muchiilor restante, extragerea unor porţiuni din îmbrăcăminte, execuţia de petice etc. şi conduc totdeauna la un preţ de cost scăzut şi un consum redus de ore de utilaj (Suprafaţa încălzită, net vizibilă în faţa maşinii, este încărcată cu material proaspăt şi imediat apoi comprimată de bandajul roţii din spate al unui cilindru compresor cu trei roţi)

Agregatul de uscare a străzilor RODRY 66

Utilizarea acestui agregat de uscare permite execuţia îmbrăcăminţilor rutiere bituminoase, independent de condiţiile atmosferice şi deci şi pe ploaie de pildă. Dispozitivul extrage perfect apa de la suprafaţa îmbrăcăminţii şi curăţă totodată carosabilul de orice urme de murdărie. Agregatul poate lucra cu viteze de avansare ce ating 60 m/min şi poate fi cuplat cu un finisor rapid. Lăţimea de lucru este variabilă şi poate atinge 4 m. Impurităţile din apă se separă într-un ciclon, apa fiind apoi evacuată printr-o scurgere laterală.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

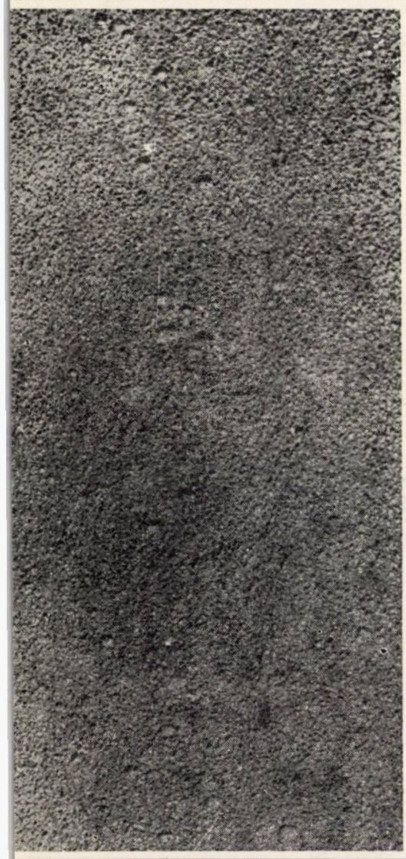
M. I. C. — DIRECȚIA GENERALĂ A PREFABRICATELOR

BETON
CELULAR
UTOCLAVIZAT

INTREPRINDEREA DE PREFABRICATE DIN
BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT

DOICEŞTI — Reg. Ploieşti — telefon 18

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ FE BAZĂ DE REPARTIȚIE:



– PLACI TERMOIZOLANTE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,5 t/m^3)

Dimensiuni :
498 × 240 × 63 mm
498 × 240 × 83 mm
498 × 240 × 100 mm
498 × 240 × 120 mm

– PANOURI MARI SLAB ARMATE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

Dimensiuni :
5890 × 1200 – 1360 × 240 mm

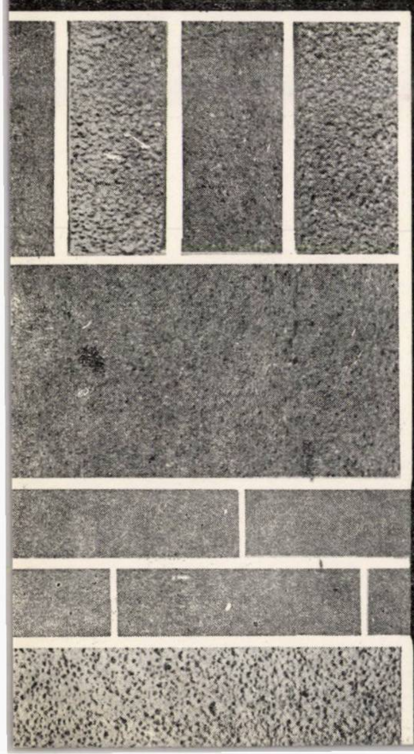
– BLOCURI MICI DE ZIDARIE DIN BETON AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

Dimensiuni :
498 × 193 × 240 mm

La cerere se pot produce și alte sortimente în baza acordului dintre furnizor și beneficiar.

Datorită proprietăților sale remarcabile :
- greutate redusă
- prelucrare ușoară
- rezistență bună la compresiune
- rezistență la îngheț-dezgheț
- rezistență termică și fonică foarte bună
- eficiență economică

Betonul celular autoclavizat este folosit la executarea pereților exteriori și interiori, portanți și neportanți, la izolarea termică a panourilor de perete cu trei straturi, a teraselor și acoperișurilor, a planșeelor ce separă spațiile încălzite de cele reci, la clădirile de locuit, social-culturale, industriale și agrozootehnice.



INDUSTRIALEXPORT

SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ETAT
POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

execute

● outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.

● installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 — Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

ROMANIAN STATE ENTERPRISE
FOR FOREIGN TRADE

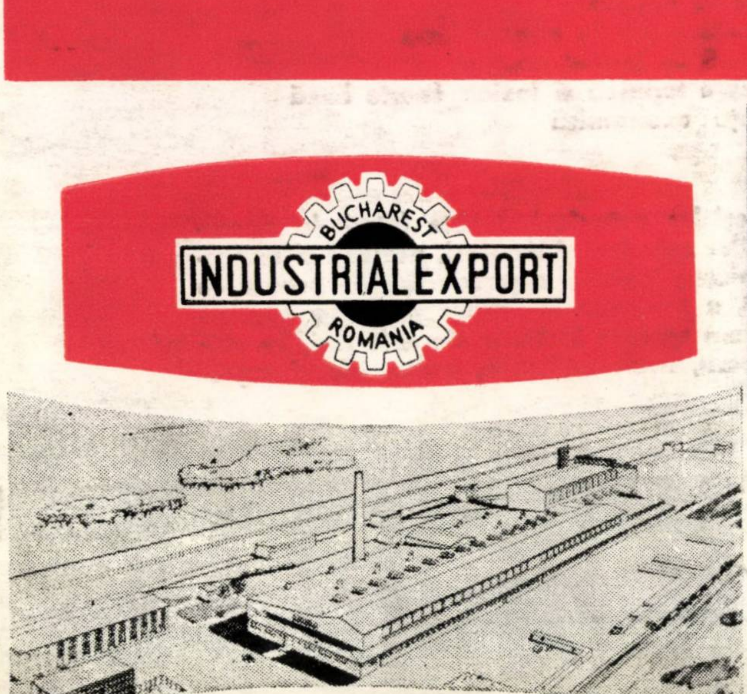
supplies

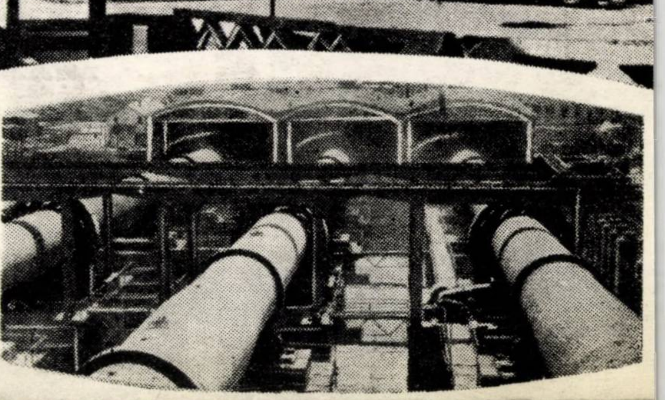
● equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.

● sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street Bucharest — ROMANIA Telephone: 116 — Telex: 214; Cables : INDEXPORT

1968 JUN

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA





1968 3

R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

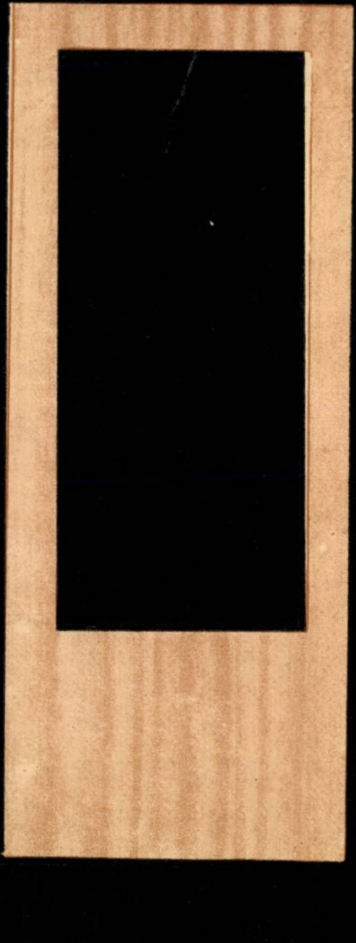
REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

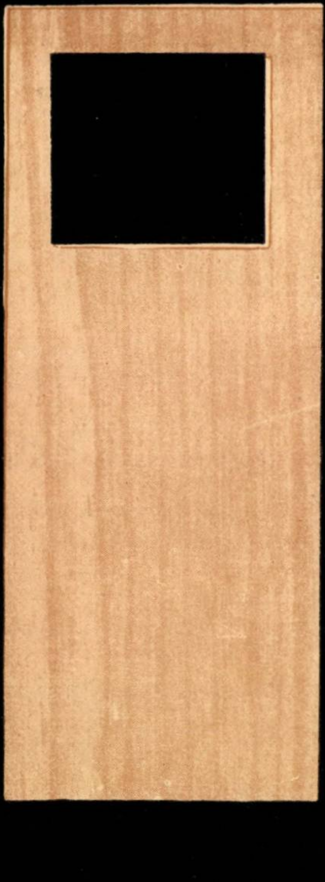
C.I.L. PIPERA

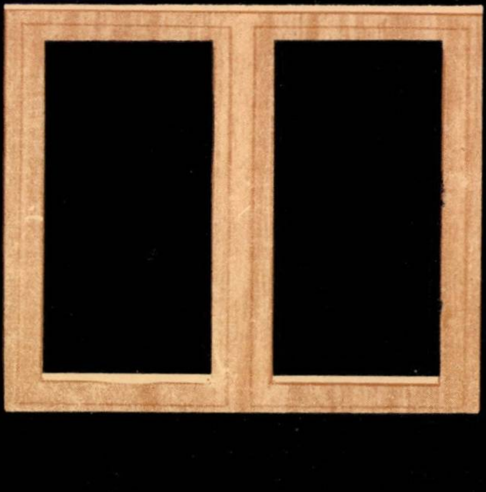
PRODUCE ŞI OFERĂ

Uşi şi ferestre de calitate superioară pentru construcţii civile şi industriale.

- ***Uşile au foile furniruite şi lustruite cu lacuri rezistente ce le conferă un aspect lucios şi posibilitatea de întreţinere uşoară. Tipodimensiunile sînt conforme STAS 466/66 şi 5333/66, avînd tocuri lamelate stabile, nedeformabile, finisate cu grunduri rezistente la apă.***
- ***Ferestrele sînt de tipuri şi dimensiuni variate, finisate cu grunduri rezistente la apă. Tipurile şi dimensiunile, conforme standardelor, sînt echipate cu cele mai noi tipuri de feronerii.***







BUCUREŞTI, ŞOS. PIPERA Nr. 48 TEL. 33.00.80

E 1688

R

REVISTA CONSTRUCŢIILOR ŞI A MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCŢII, ARHITECTURĂ ŞI SISTEMATIZARE

3

1968

VOLUMUL 20, Nr. 3

MARTIE 1968

COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghiţescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medveţchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

V. SCHIȚCO

Stadiul actual al construcțiilor pentru gospodăriile de cărbune ale centralelor termoelectrice și perspective de viitor 113

C. RUȘCĂ

Hale industriale. Calculul cadrelor transversale cu grindă cu zăbrele prin metoda deformațiilor 120

E. KEINTZEL

Calculul simplificat al diafragmelor cu goluri nesimetrice la sarcini orizontale 124

R. AGENT, H. JACOTĂ

Rigle de cadru curbe și frînte, tabele de rigidități, coeficienți de transmitere, momente de încastrare perfectă și reacțiuni 127

MARIA ENCULESCU și E. MARTON

Cimenturi colorate din clinchere colorate . . . 141

H. MUNTEANU, C. STOICA

Masticuri bituminoase gata preparate și livrate direct pe șantier 154

GH. BOCANCEA

Stabilirea caracteristicilor de bază ale cîntarelor și dozatoarelor gravimetrice industriale . . 156

SILVIA ANDRIEȘ, ANGELA STĂNESCU

Aspecte privind unele caracteristici ale mortarelor pe bază de rășini epoxidice 158

CRONICĂ

43 305

Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții, organ al Comitetului de Stat pentru Construcții, Arhitectură și Sistematizare — Redacția, administrația și casieria : București, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacția 13.98.80 ; Administrația 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacției. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcția Execuțării de Casă a Bugetului Statului — Redacția publicațiilor „Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții" și „Arhitectura" — Prețul unui exemplar lei 8

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul : Întreprinderea Poligrafică „Informația" — București. c. 5022.

SUMMARY

V. SCHITCO : Present state of buildings destined to coal handling in thermal power-stations, and prospective trends

Owing to the important weight represented by the cost of the coal handling plant as against the gross investment cost of a thermal power-station, the improvement of both technologic and constructive solutions is a must.
The author presents various solutions applied both in Romania and abroad with, in conclusion, a number of recommendations meant to help making the most advantageous choice.

C. RUŞCĂ : Industrial bays. The calculation, through the displacement method of truss girder transversal frames

The author presents the actual calculation of transverse frames, the hori,zontal collar beams of which consist in truss girders. These types of frames are currently used in industrial bays.
Based on two simplifying assumptions which take into consideration the structural peculiarities of such frames, the author describes a new computing procedure representing merely an illustration of the displacement method, with no newly introduced theoretic elements.

E. KEINTZEL : A simplified calculation of partitions with nonsymmetric voids submitted to horizontal stresses

The author presents an approximated method applied to calculate nonsymmetric void partitions; the method consists in applying the procedure used for symmetric void partitions combined with the introduction of some partial corrections (the knot equilibrium is corrected while the horizontal force equilibrium at each level is not).
It is shown that the approximation introduced is not important while the calculations are considerably simplified.

R. AGENT, H. JACOTĂ : Curved and finite collar beams for frames. Tables with rigidities and transmission coefficients. Fixing and reaction momenti

MARIA ENCULESCU, E. MARTON : Coloured cements out of coloured clinkers

Laboratory work and some of the results obtained in industrial plants with the production of coloured cements out of coloured clinkers are described.
Research work was directed towards the production of coloured alytic and bellitic Portland clinkers with a good colour stability and – most of all – of higher strengths.

H. MUNTEANU, C. STOICA : Ready made bituminous putties, directly furnished on site

The on-site preparation of hot applied putties lead to many troubles inhydro-insulation work, as a result of incorrect dosing, of overheating deteriorating the vessels and the materials involved and of the nonrational use of bitumens and fillers.
To avoid all these troubles and also to cut down the amount of handling on site, it was found convenient to prepare these putties on site, in a centralized installation.
The authors describe such an installation and show its benefits.

GH. BOCANCEA : Stability of basic characteristics of industrial gravimetric scales and batchmeters

The author briefly analyses the basic characteristics of some technologic industrial processes based on weighing and gravimetric dosing with the aim to outline the factors which determine the characteristics of the scale or batcher used.

SILVIA ANDRIEŞ and ANGELA STĂNESCU : Some aspects of the chracteristics of epoxid resin-based mortars

To estimate the possibilities of using certain materials for building works, the Institute for Research and Economy of Constructions has set up a program including, among others, the determination of optimal characteristics and composition of mortar with epoxidic binders as a function of the quality of the resin studied.
The authors briefly present some of the research work carried out to solve this problem.

SOMMAIRE

V., SCHITCO : Etat actuel des constructions destinées à l'administration du charbon dans les centrales thermoélectriques et perspectives futures

En raison du poids important représenté par le coût des installations destinées à la véhiculation et manutention du charbon par rapport au total des investissements nécessités par une centrale thermo-électrique, les solutions apportées à la réalisation de ces installations doivent être améliorées tant du point de vue technologique que constructif.
L'auteur présente différentes solutions appliquées aussi bien en Roumanie qu'à l'étranger et recommande, en conclusion, quelques mesures dont le but est d'assurer le choix des systèmes les plus avantageux.

C. RUŞCĂ : Halls industriels. Calcul des cadres transversaux à poutres en treillis, par la méthode des déplacements.

L'auteur présente le calcul pratique des cadres transversaux dont les poutres horizontales sont en treillis. Ces types de cadres sont utilisés couramment dans les halls industriels.
Basé sur deux hypothèses simplificatrices qui tiennent compte des particularités structurales des cadres en question, l'auteur propose une méthode de calcul qui constitue une simple illustration de la méthode des déplacements, sans apporter d'éléments théoriques nouveaux.

E. KEINTZEL : Calcul simplifié des diaphragmes à creux nonsymétriques, sollicités par des charges horizontales

L'auteur décrit une nouvelle méthode approximative employée pour calculer les diaphragmes à creux nonsymétriques basée sur l'application des méthodes utilisées pour les diaphragmes à creux symétriques avec application de certaines corrections partielles (on corrige l'équilibre dans les noeuds mais on ne corrige pas aussi l'équilibre des forces horizontales par niveaux). Il est démontré que l'approximation introduite n'est pas significative mais en échange le calcul en est sensiblement simplifié.

R. AGENT, H. JACOTĂ : Poutres de cadre courbes et finies. Tableaux des rigidités et coefficients de transmission. Moments d'encastrement et de réaction

MARIA ENCULESCO, E. MARTON : Ciments coloriés à partir de clinkers coloriés

Les auteurs présentent les résultats des travaux de laboratoire, ainsi que quelques résultats obtenus en phase industrielle concernant l'obtention de ciments coloriés à partir de clinkers coloriés.
Les recherches étaient orientées vers l'obtention de clinkers Portland alytiques et bellitiques coloriés présentant aussi bien une bonne stabilité de couleur que, surtout, une résistance mécanique supérieure.

H. MUNTEANU, C. STOICA : Mastics bitumineux livrés directement sur le chantier, prets à l'usage

La préparation des mastics appliqués à chaud sur le chantier a conduit à de nombreuses défections dans les travaux d'hydroisolation, à cause des dosages incorrects, à cause des surchauffes qui abîment les récipients et le matériau et à cause de l'emploi non rationnel des bitumes et des remplissages.
Afin d'éviter tous ces inconvénients et pour simplifier la manutention des matériaux sur le chantier, on a pensé qu'il était mieux de faire préparere ces mastics dans une installation centralisée. Les auteurs décrivent une telle installation et montrent ses avantages.

GH. BOCANCEA : Stabilité des caractéristiques de base des peseuses et doseurs gravimétriques industriels

L'auteur analyse de facon succinte les caractéristiques essentielles de quelques processus technologiques industriels basés sur le pesage et dosage gravimétrique entrepris afin de déceler les facteurs déterminant les caractéristiques de la peseuse ou du doseur employé.

SILVIA ANDRIES et ANGELA STĂNESCO : Aspects de quelques caractéristiques des mortiers à base de résines époxides

Dans le but de préciser les possibilités d'employer certains matériaux dans les travaux de construction, l'Institut de la Recherche et Economie en Constructions a dressé un programme où figurait, entr'autres, l'établissement des compositions optimales et des caractéristiques des mortiers à liants époxides en fonction de la qualité des résines étudiées.
Les auteurs présentent en quelques mots une partie des recherches entreprises pour resoudre ce problème.

INHALT

V. SCHITCO : Der heutige Entwicklungsstand der Kohlenaufbereitungsanlagen der Wärmekraftwerke und ihre Entwicklungstendenzen

Das beträchtliche Schwergewicht das den Kohlenaufbereitungsanlagen in der allgemeinen Kostenstruktur eines Wärmekraftwerkes zufällt gebietet uns sowohl die technologischen wie auch die baulichen Lösungen zu verbessern.
Der Verfasser führt vor verschiedene hierzulande und im Auslande angewandte Lösungen und schliesst ab mit einigen Vorschlägen betreffend die vorteilhaftesten Lösungen die eingeführt werden sollten.

C. RUŞCĂ : Industriehallen. Berechnung von Querrahmen mit Fachwerkriegel unter Anwendung des Verschiebungsverfahrens

Im Artikel wird vorgeführt die praktische Berechnung von Querrahmen deren Riegel aus einem horizontalen Fachwerk besteht. Derartige Rahmen werden üblicherweise im Industriebau angewandt.
Auf Grund von zwei vereinfachenden Annahmen die die Gestaltungseigenartigkeiten derartiger Rahmen berücksichtigen führt der Autor ein Rechenverfahren vor das, ohne originelle theoretische Beiträge aufzuweisen, ein Anwendungsbeispiel des Verschiebungsverfahrens darstellt.

E. KEINTZEL: Vereinfachte Berechnung von Diaphragmen mit unsymetrischen Öffnungen durch horizontale Kräfte belastet

Im Artikel wird vorgeführt ein Näherungsverfahren zur Berechnung von Diaphragmen mit unsymetrischen Öffnungen; das Verfahren besteht in der Anwendung derjenigen Berechnungsverfahren die im Falle von Diaphragmen mit symetrischen Öffnungen angewandt werden können, selbstverständlich unter Einführung einiger Berichtigungswerte; man berichtigt den Gleichgewichtszustand der Knotenpunkte aber man verzichtet auf die Berichtigung der horizontalen Kräfte die einen Stockwerk angreifen. Es wird bewiesen dass die so eingeführte Annäherung belanglos, die Vereinfachung des Berechnungsganges aber wesentlich ist.

R. AGENT, H. JACOTĂ: Kurvenartige und gebrochene Rahmenriegel. Steifigkeitswerte, Fortpflanzungsziffern. Einspannomomente und Stützenkräfte

M. ENCULESCU. E. MARTON: Farbige Klinker für farbige Zemente

Im Artikel werden vorgeführt die Ergebnisse der Laborforschungsarbeiten sowohl wie einige Ergebnisse die in der Industrie erlangt wurden hinsichtlich der Anwendung von farbigem Klinker bei der Herstellung vor farbigem Zement.

Die Forschungsarbeiten waren absgestimmt auf die Herstellung von farbigem Alit- oder Belit Portlandzementklinker under besonderer Berücksichtigung der Farbenbeständigkeit und der hohen Festigkeitswerte.

H. MUNTEANU, C. STOICA: Bituminöse Fertigmastixe direkt der Baustellle geliefert

Die Herstellung von Heissmastixen ander Baustelle bringt mit sich zahlreiche Schäden an den Wasserdichtungen festgestellt infolge einerseits unpassender Zusammensetzungen und Überheizungen die die Gefässe beschädigen und andererseits einer unzweckmässigen Nutzung des Bitumens und des Füllers.

Es ist deshalb wünschenswert derartige Mastixen in einer zentral gelegenen Anlage herzustellen um die obenangeführten Nachteile zu vermeiden und die Handhabung an der Baustelle zu vereinfachen.

Die Autoren beschreiben eine derartige Anlage und heben hervor die Vorteile die sie gewährleistet.

GH. BOCANCEA: Bestimmung der Grundwerte von industriellen Waagen und gravimetrischen Dosierungsapparaten

Der Autor untersucht in kurzem die Grundwerte einiger industrieller Feltigungsprozesse die auf Wägen und gravimetrische Dosierung beruhen um auf dieser Weise diejenigen Faktoren hervorzuheben die die Charakteristiken einer Waage oder eines gravimetrischen Dosierungsapparates bestimmen.

SILVIA ANDRIEȘ, ANGELA STĂNESCU: Einiges über die Grundeigenschaften von Kunstharzmörteln

Einige Untersuchungen im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft durchgeführt waren abgestimmt auf die Bestimmung der optimalen Zusammensetzung und der Grundeigenschaften von Kunstharzmörteln in Zusammenhang mit der Art der angewandten Kunstharze um auf dieser Weise die Anwendungsmöglichkeiten derartiger Baustoffe zu klären.

Der Artikel gibt in kurzem an einige der in Zusammenhang mit der obenangeführten Frage durchgeführten Versuchsarbeiten.

СОДЕРЖАНИЕ

В. СКИЦКО: Существующее развитие сооружений для углевого хозяйства теплоцентралей и его развитие в будущем

Учитывая большой удельный ес, который имеет стоимость углевого хозяйства в общем капиталовложении теплоцентрали, необходимо улучшить его решение как с технологической точки зрения, так и с конструктивной.

Автор представлмет различные решения, применяемые у нас в стране и за рубежом, а в заключение даёт ряд рекомендаций в целях внедрения наиболее выгодных систем.

К. РУШКЭ: Производственные цехи. Расчет поперечных рам с решетчатой балкой методом перемещений

В статье дается практический расчет поперечных рам, горизонтальные ригели которых состоят из решетчатых балок. Подобные типы рам в обычном порядке используются в производственных цехах.

Автор, на основе двух упрощающих гипотез, учитывающих особенности конструкции этих рам, излагает

способ расчета, представляющий собой пример расчет методом перемещений, без введения новых теоретиьеских элементов.

Е. КАИНЦЕЛ: Упрощённый расчёт поперечных стен (диафрагм) с несимметричными проёмами, подверженных воздействию горизонтальных усилий

В статье представлен приблизительный метод по расчёту диафрагм с несимметричными проёмами. Метод сводится к применению методов действительных для диафрагм с симметричными проёмами и введению частичных коррекций (корректируется равновесие в узлах, без того чтобы корректировать и равновесие горизонтальных сил на каждом этаже). Доказывается, что допущенная погрешность не велика, а упрощение расчёта значительно .

Р. АДЖЕНТ, Х. ЖАКОТЭ: Криволинейные и конечные рамные ригели. Таблицы жесткостей, коэффициенты передачи. Моменты защемления и реакция

МАРИЯ ЭНКУЛЕСКУ, Е. МАРТОН: Цветной цемент из цветных клинкеров

В статье описаны результаты лабораторных исследований и некоторые результаты, полученные в производственной фазе, относительно изготовления цветных цементов из цветных клинкеров.

Исследования задавались целью получить цветные клинкеры Портланда — аллитные и белитные, устойчивые, с точки зрения окраски, а также обладающие высокой прочностью.

Х. МУНТЯНУ, К. СТОЙКА: Готовые битумные мастики, непосредственно поставляемые на стройку

Приготовление на стройке мастик, применяемых в горячем состоянии, привело к многочисленным неполадкам в работах по гидроизоляции, вследствие несоответствующих дозировок, перегревов, разрушающих сосуды и материал, а также вследствие нерационального использования битумов и филлеров (наполнителей).

Во избежание указанных помех, а равно и с целью упрощения обращения с материалами на стройке, сочли целесообразным, чтобы эти мастики приготовлялись ца централизованной установке.

Авторы дают описание подобной установки и отмечают преимущества, вытекающие из ее применения.

Г. БОКАНЧА: Определение основных характеристик промышленных весов и гравитационных дозаторов

В статье производится краткий анализ основных характеристик нескольких промышленных технологических процессов, основанных на гравитационных взвешиваниях и дозировке с тем, чтобы указать те факторы, которые определяют характеристики соответствующих весов или дозатора.

СИЛЬВИЯ АНДРЕЕШ И АНДЖЕЛА СТЭНЕСКУ: Некоторые характерные аспекты растворов на эпоксидных смолах

С целью уточнения возможностей потребления в строительстве некоторых материалов, Научно—Исследовательский Институт по Строительству и Экономике Строительства разработал программу работ, которая охватывает и определение оптимальных составов, а также и характеристик растворов на эпоксидных смолах, в зависимости от качества исследуемых смол.

В статье, вкратце, изложена часть исследований предпринятых с этой целью.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS
78 83

Stadiul actual al construcţiilor pentru gospodăriile de cărbune ale centralelor termoelectrice şi perspective de viitor

Ing. V. Schiţco
ISPE

A. STADIUL ACTUAL AL CONSTRUCŢIILOR PENTRU GOSPODĂRIILE DE CĂRBUNE ALE CENTRALELOR ELECTRICE DIN R. S. ROMÂNIA ŞI DIN STRĂINĂTATE

Schema de alimentare cu cărbune a unei centrale termoelectrice cuprinde în general următoarele obiecte principale:

— staţia de descărcare, eventual şi o staţie de culbutare a vagoanelor;

— una sau două staţii de sfărîmare, în funcţie de numărul treptelor de sfărîmare;

— sistemul de benzi transportoare subterane sau aeriene cu nodurile respective de transbordare;

— buncărele din clădirea principală;

— depozitul pentru păstrarea rezervei de cărbune.

Alegerea unei anumite scheme tehnologice pentru o gospodărie de cărbune depinde de natura combustibilului, de modul de aducere a acestuia la centrală, de cantitatea de combustibil necesară, de previziunile de extindere, precum şi de felul echipamentului ce stă la dispoziţie în momentul respectiv.

În figurile 1 pînă la 8 se dau informativ exemple de diverse tipuri de scheme moderne de alimentare cu cărbune, mai curente. Nu se comentează aceste scheme din punct de vedere funcţional, aceasta constituind o problemă exclusiv tehnologică. Totuşi ne vom referi la ele în cele ce urmează cu ocazia tratării, din punct de vedere constructiv, a diferitelor obiecte componente ale gospodăriilor de cărbune.

Staţii de descărcare

Staţiile de descărcare reprezintă, din punct de vedere al volumului şi costului, obiectele cele mai importante dintr-o gospodărie de cărbune (între 30% şi 45% din costul total al gospodăriei de cărbune). Din acest motiv şi în expunerea de faţă li se va acorda o atenţie mai mare.

Staţiile de descărcare care se realizează în prezent sînt de două tipuri principale:

a) tip buncăr;

b) tip tranşee deschisă.

Cele tip buncăr se execută acoperite sau descoperite, în funcţie de condiţiile climatice ale regiunii respective. Astfel, conform normelor sovietice, în regiuni cu temperaturi ce nu coboară sub —22°C staţiile de descărcare se proiectează descoperite, iar în regiuni cu temperaturi sub —22°C acoperite. În ţara noastră staţiile de descărcare de acest tip s-au realizat pînă în prezent de tip acoperit (CET Craiova, CET Oradea).

Din punct de vedere al nivelului căii ferate, staţiile tip buncăr se execută:

— cu calea ferată la nivelul terenului (fig. 4,5, CET-Oradea, CET-Craiova I şi II, Champagne-sur-Oise, Pont-sur-Sambre, Vaires-sur-Marne - Franţa);

— cu calea ferată ridicată deasupra terenului (fig. 3, 8, centrala Vetschau II - R.D.G. — fig. 10).

Staţiile tip tranşee deschisă au în general calea ferată situată deasupra nivelului terenului, cu descărcarea vagoanelor în aer liber şi cu preluarea cărbunelui cu ajutorul unor screpere mobile cu cupe (fig. 7). Staţii de descărcare de acest tip sînt realizate la centralele Frimmersdorf, Fortuna, Niederaussem din R.F.G., precum şi la unele centrale din R.P. Polonă.

În ceea ce priveşte structura de rezistenţă a staţiilor de descărcare de tip buncăr, aceasta se realizează în mod diferit, în funcţie de condiţiile economice specifice, de posibilităţile executantului şi de conjunctură.

Infrastructura se realizează:

— Fie integral din beton armat monolit ca de exemplu la centralele Oradea, Craiova I, Lübbeanu I—R.D.G., Champagne sur Oise, Pont sur Sambre.

— Fie cu radier şi pereţi din beton simplu, iar restul infrastructurii din beton armat, ca de exemplu la Craiova II. Aceasta este posibil în cazurile în care construcţia este situată puţin sau de loc sub nivelul apei subterane. Asemenea soluţii duc la economii sensibile de armătură. Astfel, la staţiile de descărcare nr. 3 şi 4 de la CET-Craiova II s-a realizat o economie de oţel-beton de circa 460 t faţă de soluţia cuvă de beton armat.

— Fie din elemente prefabricate din beton armat, parţial - ca la Lübbenau II şi la o serie de centrale din U.R.S.S. (buncărele şi pereţii subsolului, fig.9) sau total - ca la centrala Vetschau II (fig.10). Este de remarcat că la Vetschau II şi staţiile de întindere şi de transbordare de la capete sînt rezolvate tot din elemente prefabricate. Greutatea unui prefabricat a fost limitată la 3 t, iar marca betonului, la unele elemente mai solicitate, a atins B 600.

În ceea ce priveşte suprastructura staţiilor de descărcare tip buncăr, aceasta se rezolvă, în general, în prefabricate de beton armat, avînd în vedere lungimea mare a obiectului şi repetarea elementelor (Craiova I şi II, Oradea, Lübbenau II şi III, Vetschau I şi II, precum şi la o serie de centrale din U.R.S.S.).

Se menţionează că în unele ţări, în care metalul revine la un cost sensibil apropiat de cel al betonului armat, suprastructura staţiilor de descărcare se realizează metalică (Champagne-sur-Oise, Pont-sur-Sambre).

Acoperirea laterală se face în general cu zidărie de cărămidă obişnuită sau eficientă, cu panouri prefabricate sau cu plăci ondulate de azbociment. Această ultimă soluţie prezintă o serie de dezavantaje importante ca: izolare termică slabă, consum de metal pentru elementele pe care se fixează azbocimentul şi un volum de manoperă ridicat.

În tabela 1 se dă o serie de indici tehnico-economici pentru staţiile de descărcare ale centralelor Lübbenau I şi II şi Vetschau II, care ilustrează evoluţia sistemului de construcţie în beton armat monolit înspre beton armat prefabricat. Din examinarea acestor indici rezultă că în R.D.G. avantajele betonului armat monolit (inclusiv costurile) au scăzut în favoarea celor ale betonului armat prefabricat.

În legătură cu staţiile de descărcare a cărbunelui tip buncăr mai este cazul de amintit cîteva detalii constructive caracteristice ca:

— Grătarele peste buncăre, precum şi tolele de reglaj de la gurile de descărcare ale buncărelor, se realizează peste tot metalice. Se constată că în general acestea se supradimensionează.

— Platformele de acces pentru deschiderea uşilor vagoanelor (în cazul cînd aceasta nu este automatizată) se prevăd în general din beton armat prefabricat cu grătare metalice pentru circulaţie.

— Pentru evacuarea fumului de locomotivă, în coama acoperişului se prevăd pe toată lungimea lanternouri cu grile de ventilaţie metalice.

Se menţionează că în scopul economisirii de metal, la staţiile 3 şi 4 de la Craiova II, grilele metalice de ventilaţie au fost suprimate şi înlocuite prin simple fante laterale.

— În vederea protejării betonului armat din acoperiş contra acţiunii corosive a fumului de locomotivă se prevăd diverse tratări ale suprafeţelor expuse. De exemplu, la staţiile de descărcare ale centralei Craiova I şi II s-a aplicat în trei straturi un lac de bachelită (răşină fenolformaldehidă). Perioada de exploatare fiind încă scurtă, nu se pot trage concluzii asupra comportării în timp.

— În cazul prezenţei apelor subterane se prevăd izolaţii hidrofuge clasice şi betoane armate etanşe. Dacă totuşi din diferite deficienţe de execuţie se constată infiltraţii de apă, acestea se pot remedia relativ simplu prin tencuieli interioare suplimentare cu mortare cu priză rapidă cu diverse adaosuri

Tabela 1

Stații descărcare cărbune — Indici tehnico-economici (Extras din Culegerea de referate de la Conferința Internațională de la Dresda 2—5 III 1965)

		Centrala		
		Lübbenau I	Lübbenau II	Vetschau II
1. *Caracteristici principale și costuri*				
— Capacitatea buncărelor	t	7 200	10 800	7 800
— Puterea centralei	MW	300	600	600
— Lungimea utilă a buncărelor	m	123	196	141
— Lungimea totală inclusiv stațiile de întindere și transbordare	m	141	224	187
— Volum construit	m^3	52 600	83 100	57 900
— Cost construcții	MDN	3 300	4 600	2 850
2. *Indici de prefabricare*				
— Gradul de prefabricare	%	1	9	20
— Gradul de prefabricare peste pardoseala subsolului	%	4	36	49
— Numărul diferitelor elemente principale	buc	—	30	55
— Numărul total al elementelor prefabricate	buc	—	2 500	3 200
3. *Indici pe 1 t de capacitate de buncăr*				
— Laminate	kg	16,8	5,73	8,97
— Oțel rotund	kg	183	142	91,5
— Beton monolit	m^3	1,86	1,53	0,84
— Prefabricate	m^3	0,017	0,134	0,210
— Cost construcții	MDN	378	345	327
4. *Indici pe 1 m^3 volum construit*				
— Laminate	kg	6,4	0,75	1,21
— Oțel rotund	kg	25	18,4	12,3
— Beton monolit	m^3	0,26	0,20	0,11
— Prefabricate	m^3	0,002	0,017	0,028
— Cost construcții	MDN	51,7	44,8	44,1
5. *Indici pe 1 MW — putere instalată*				
— Laminate	kg	400	103	117
— Oțel rotund	kg	4 390	2 560	1 190
— Beton monolit	m^3	45	27	11
— Prefabricate	m^3	0,422	2,42	2,74
— Cost construcții	MDN	9 060	6 210	4 250

(la Craiova I s-a utilizat un mortar cu adaos de soluții de silicat de sodiu 3-8% și clorură de calciu 8-5%).

În ceea ce privește structura de rezistență a stațiilor de descărcare tip tranșee deschisă, în figura 11 se dă un exemplu de astfel de stație realizată cu cadre precomprimate, la centrala Niederaussem - R.F.G. Întrucît stația este fundată pe terenuri diferite, s-au prevăzut, în sens longitudinal, rosturi de tasare la fiecare trei travee (pile duble).

Stații de culbutare a vagoanelor

Ca și stațiile de descărcare, stațiile de culbutare pot fi acoperite sau descoperite, în funcție de clima regiunii respective.

În țara noastră, linia actuală este de a se realiza atît infrastructura, cît și suprastructura stațiilor de culbutare din beton armat monolit (Craiova I, Oradea), avînd în vedere caracterul unicat al acestora.

În U.R.S.S. s-a reușit să se tipizeze și să se prefabrice numai suprastructura acestor obiecte. Astfel, în figura 12 se prezintă o stație de culbutare-tip, cu două culbutoare laterale, cu infrastructură monolită și suprastructură prefabricată. Se consideră interesant a se da o serie de indici caracteristici ai acestui proiect.

Volumele principalelor lucrări sînt :

— beton armat prefabricat	1 013 m^3
— beton armat monolit	1 247 m^3
— blocuri de beton	365 m^3
— construcții metalice	94 t.

Elementele prefabricate din beton armat ale scheletului din suprastructură dau următorii indici :

— număr de tipuri de stîlpi și rigle	16
— număr de tipuri de grinzi	4
— număr de mărci	22
— număr de elemente	143
— mărci de beton	300, 400.

Stații de sfărîmare

Stațiile de sfărîmare s-au realizat pînă în prezent la toate centralele noastre electrice cu structură integral din beton armat monolit, acest sistem dovedindu-se cel mai rațional pentru asemenea obiecte în condițiile de la noi.

În U.R.S.S. s-a reușit să se întocmească proiecte unificate pentru diferite tipuri de stații de concasare cu structura de rezistență în întregime prefabricată, inclusiv fundațiile, cu excepția fundațiilor concasoarelor care sînt proiectate monolit și complet separate de clădire. În figura 13 se arată un exemplu de astfel de stație tipizată.

Stîlpii prefabricați sînt alcătuiți din două tronsoane, planșeele din plăci mari așezate peste rigle prefabricate, iar pereții din panouri mari din beton celular armat.

Mai jos se dau o serie de indici de prefabricare caracteristici pentru proiectul de mai sus :

— numărul de tipuri de stîlpi și rigle	16
— numărul de tipo-dimensiuni	11
— numărul de tipuri de grinzi	29
— numărul de elemente	139
— volum beton armat prefabricat	705 m^3
— mărci de beton	200, 300.

Ajungîndu-se la concluzia că elementele prefabricate, conform proiectelor unificate, nu mai corespund cerințelor actuale ale execuției de serie, în U.R.S.S, proiectele unificate s-au înlocuit recent prin proiecte așa-zise "universale". De remarcat că, deși prin proiectul universal s-a mărit volumul util construit, totuși consumul de beton armat s-a micșorat în comparație cu proiectul unificat. Acest lucru se ilustrează cifric în tabela 2.

Tabela 2

Compararea indicilor pentru stațiile de sfărîmare după proiectul universal și după proiectul unificat

Denumirea indicelui	Unitatea de măsură	Tipul de stație de concasare			
		Cu 4 concasoare de 1000 t/oră	Cu 4 concasoare de 600 t/oră	Cu 2 concasoare de 600 t/oră	
Volumul clădirii	m^3	$\frac{14340}{14340}$	$\frac{14340}{9698}$	$\frac{9740}{6386}$	Notă. Valorile de la numărător se referă la proiectul universal, iar cele de la numitor — la proiectul unificat
Volumul de beton armat	m^3	$\frac{1399}{1380}$	$\frac{1319}{1654}$	$\frac{875}{1115}$	
Gradul de prefabricare	%	$\frac{61}{61}$	$\frac{65}{68}$	$\frac{73}{76}$	
Numărul de tipuri de elemente	buc	$\frac{40}{34}$	$\frac{40}{55}$	$\frac{40}{66}$	

PLANȘA I

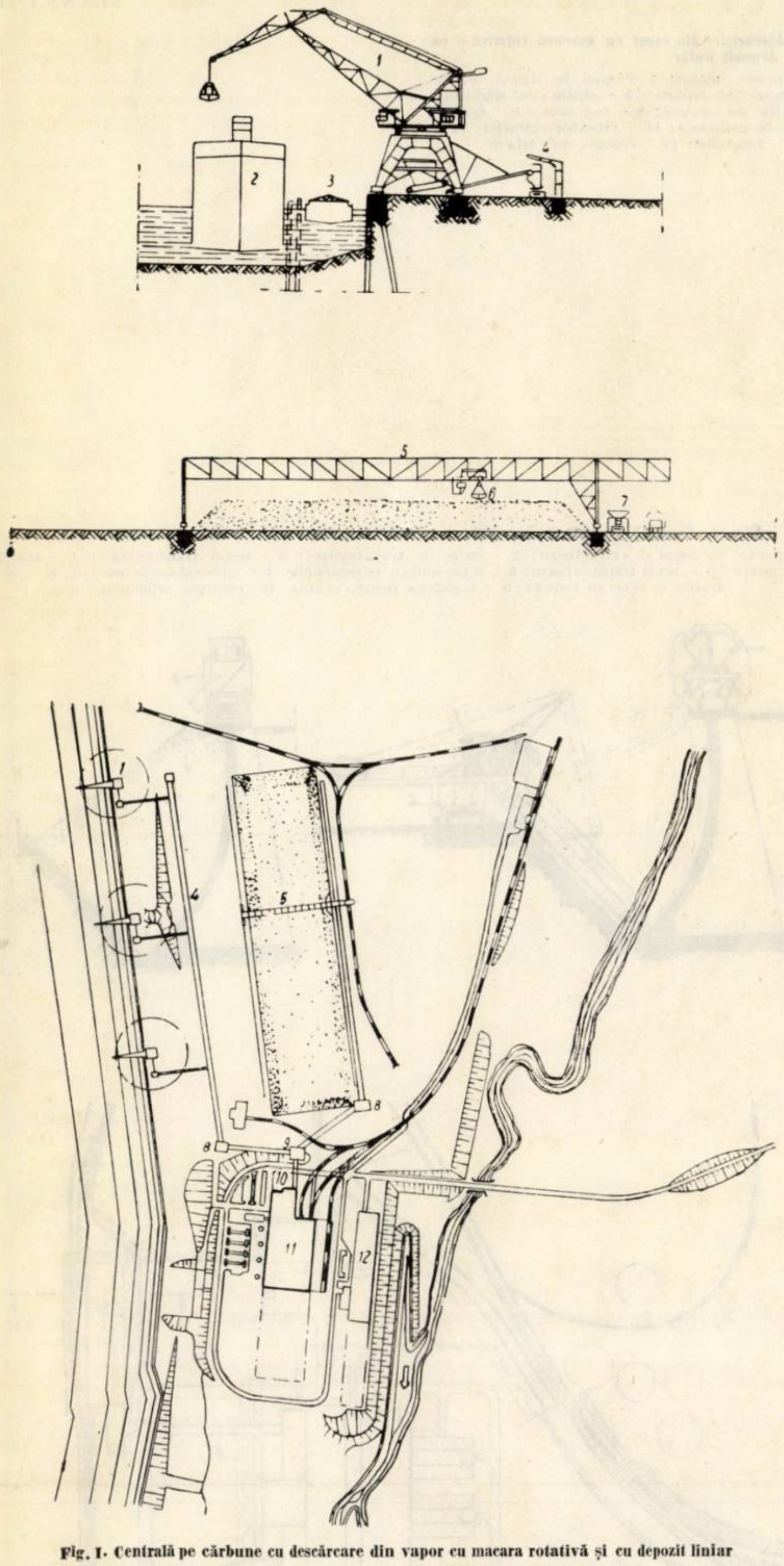


Fig. 1. Centrală pe cărbune cu descărcare din vapor cu macara rotativă și cu depozit liniar

1 — macara rotativă; 2 — vapor; 3 — șlep; 4 — bandă transportoare; 5 — macara portal în depozit; 6 — greifer; 7 — vagon buncăr mobil; 8 — turn de transbordare; 9 — stație de sfărîmare; 10 — transportor spre sala cazanelor; 11 — clădirea principală; 12 — stația electrică

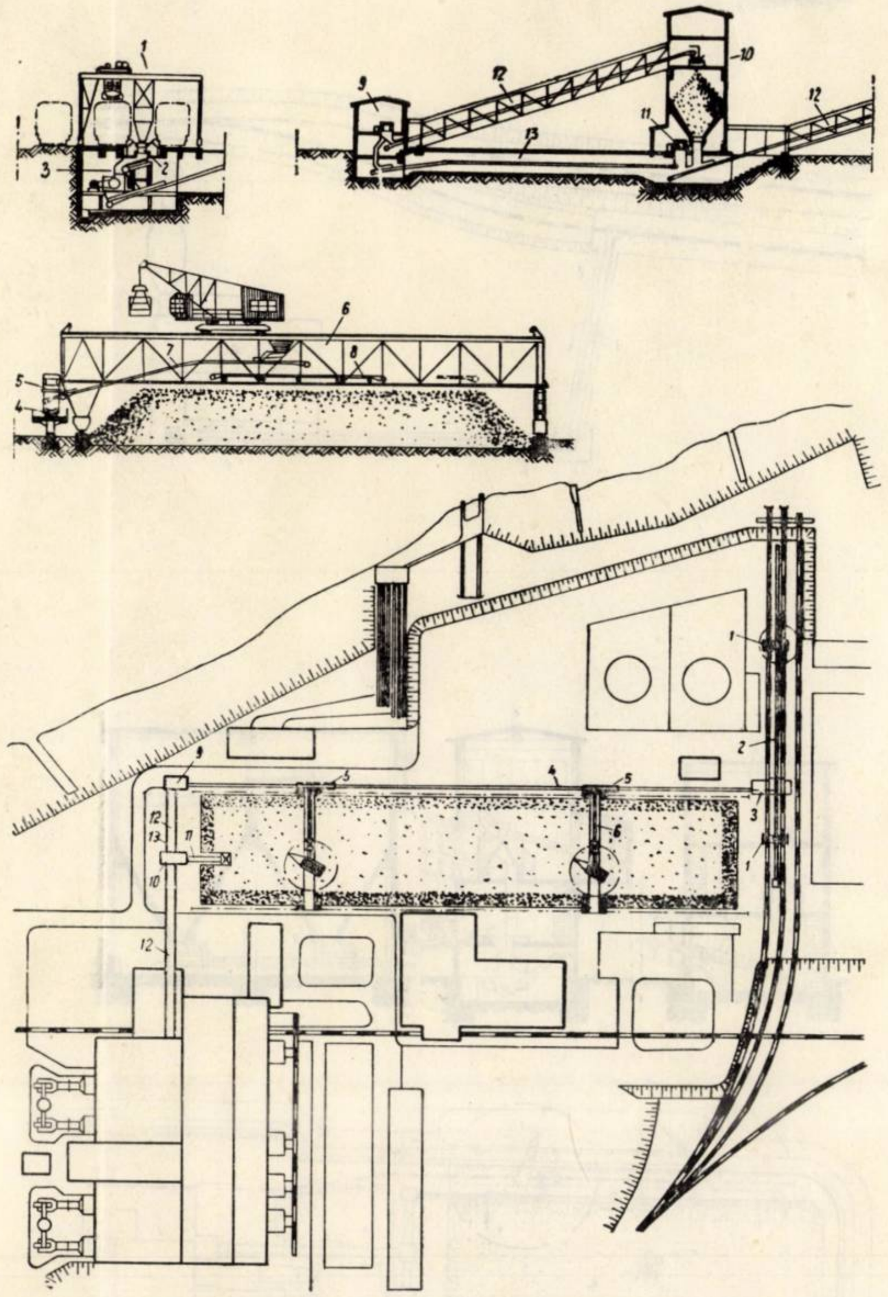


Fig. 2. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare descoperită, cu depozit liniar

1 — macara portal cu greifer; 2 — bandă transportoare; 3 — stație sfărîmare; 4 — bandă transportoare; 5 — cărucior de preluare și de încărcare; 6 — macara portal în depozit combinată cu o macara rotativă; 7 — bandă transportoare fixă; 8 — bandă transportoare mobilă reversibilă; 9 — turn de transbordare; 10 — stație de amestec; 11 — alimentare de rezervă; 12 — estacadă pentru benzi; 13 — bandă de legătură directă

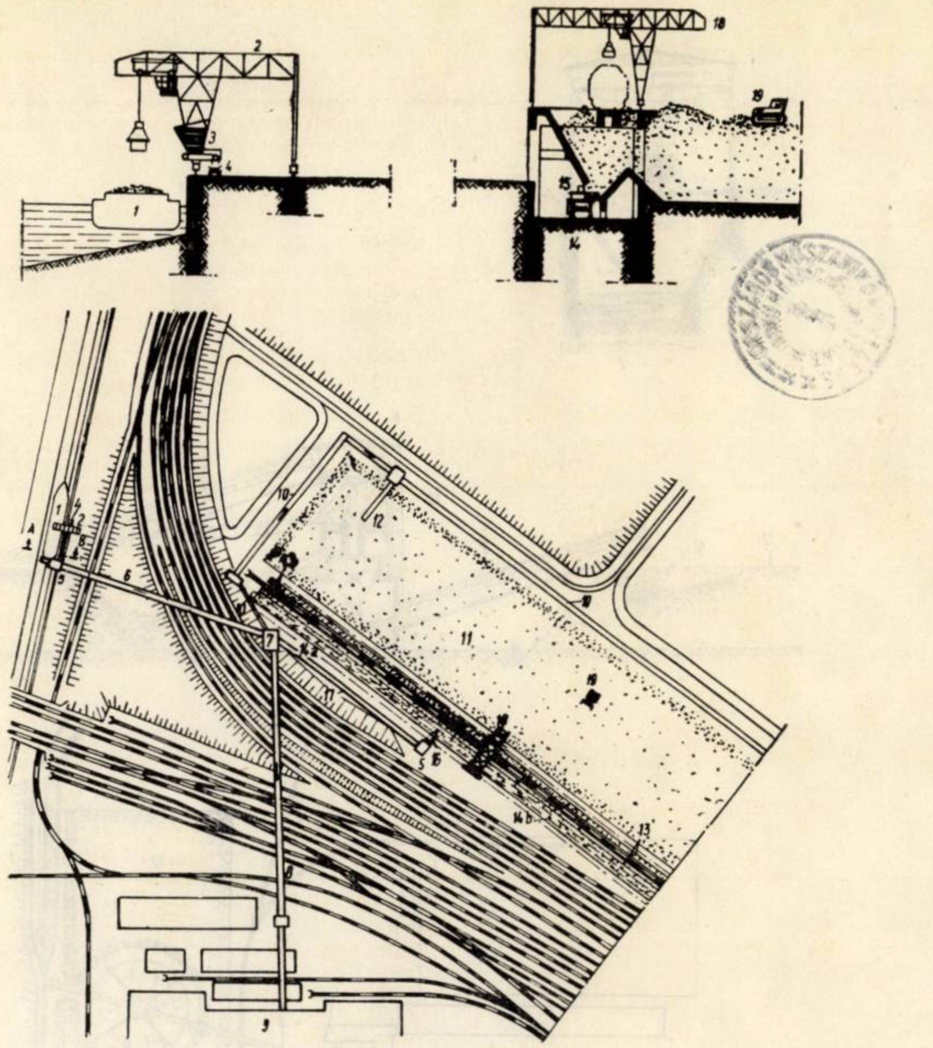


Fig. 3. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare tip buncăr descoperită și depozit liniar

1 — vapor; 2 — macara portal; 3 — buncăr; 4 — bandă transportoare; 5 — turn de transbordare; 6 — estacadă pentru benzi transportoare; 7 — stație de sfărîmare; 8 — transportor spre sala cazanelor; 9 — clădirea principală; 10 — bandă transportoare spre depozit; 11 — depozit de cărbune; 12 — dispozitiv de descărcare; 13 — buncăr adînc; 14 a și 14 b — benzi transportoare sub buncărul adînc; 15 — dispozitiv de descărcare; 16 — bandă de legătură; 17 — bandă spre stația de sfărîmare; 18 — macara portal pentru descărcare vagoane; 19 — buldozer.

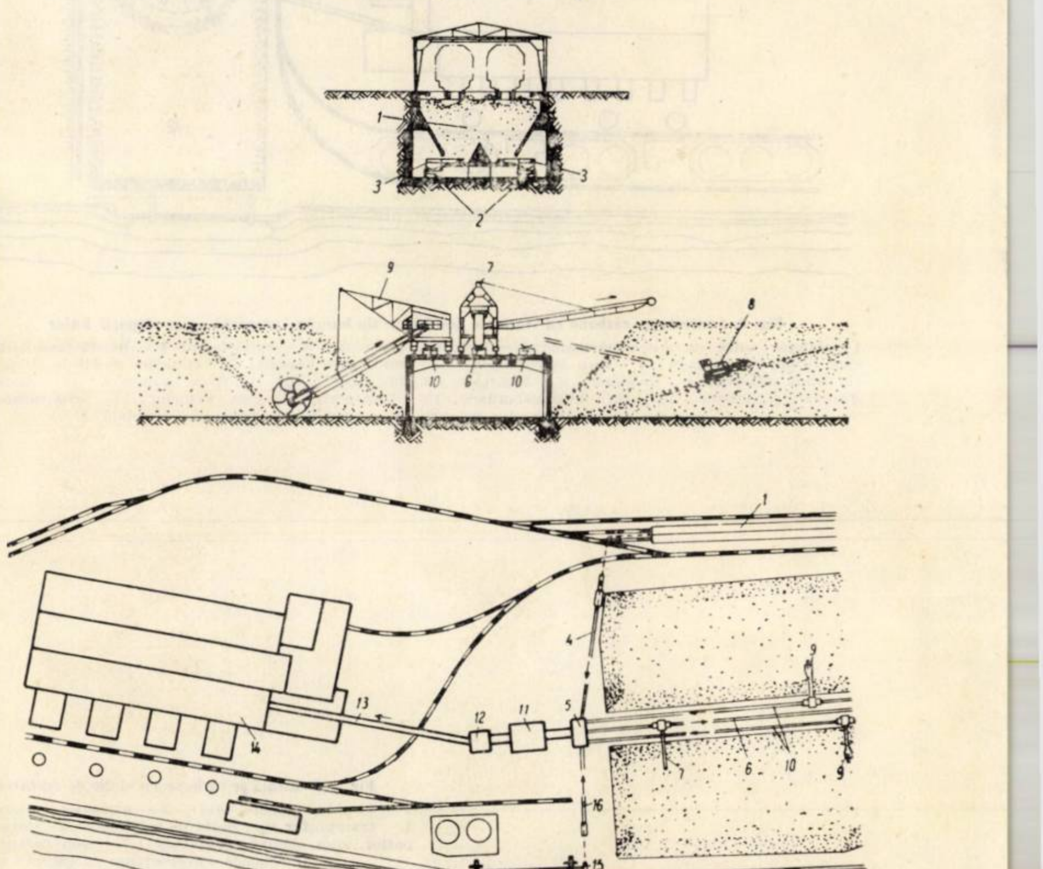


Fig. 4. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare tip buncăr acoperită și depozit tip polar

1 — buncăr adînc; 2 — bandă sub buncăr; 3 — pod rulant cu greifer; 4 — bandă transportoare spre depozit; 5 — turn în depozit cu post de comandă; 6 — bandă distribuitoare rotativă; 7 — încărcător rotativ cu cupe; 8 — buncăr intermediar; 9 — bandă transportoare; 10 — buldozer; 11 — clădirea principală; 12 — depozit de cărbune; 13 — alimentare de rezervă

PLANȘA II

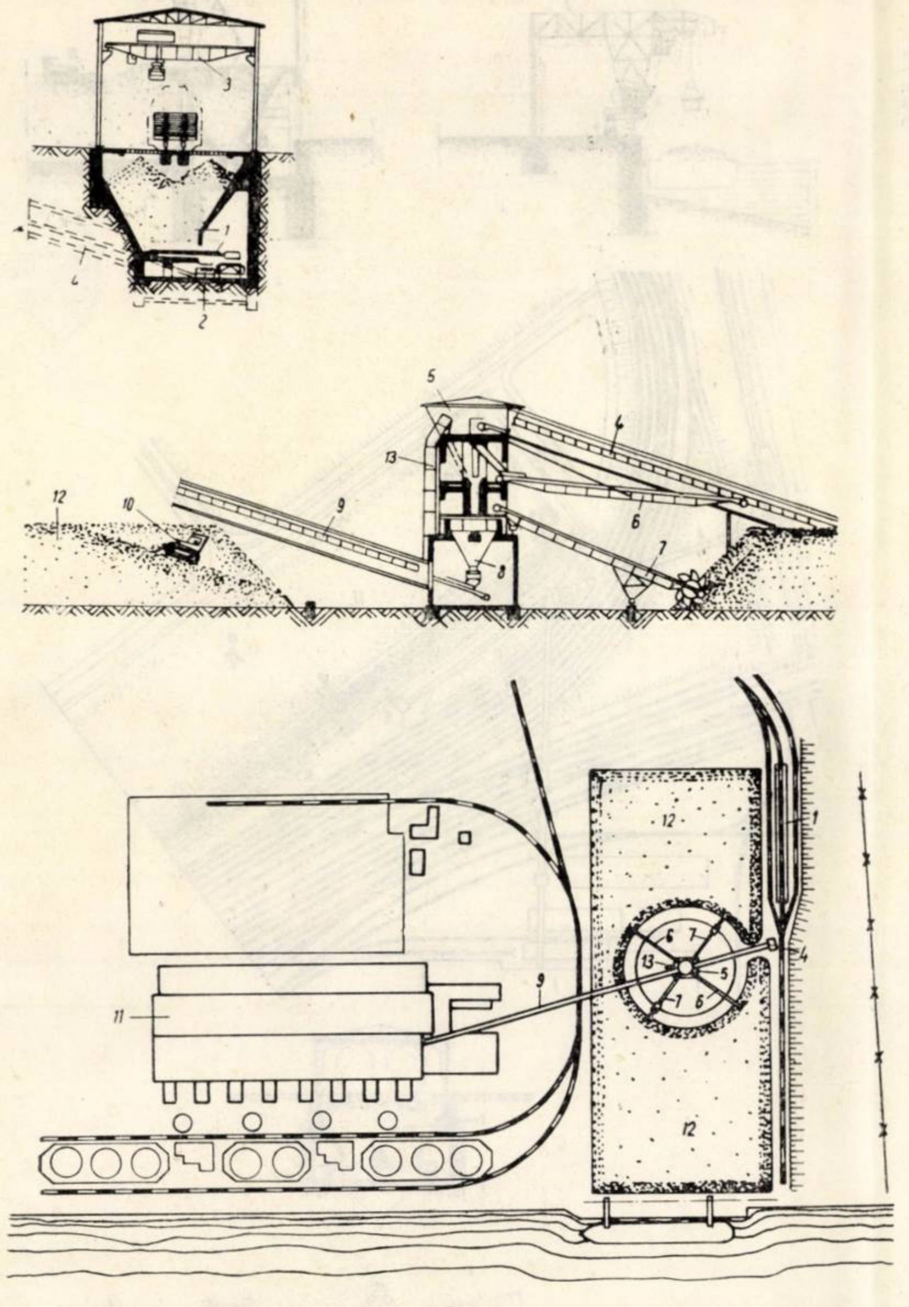
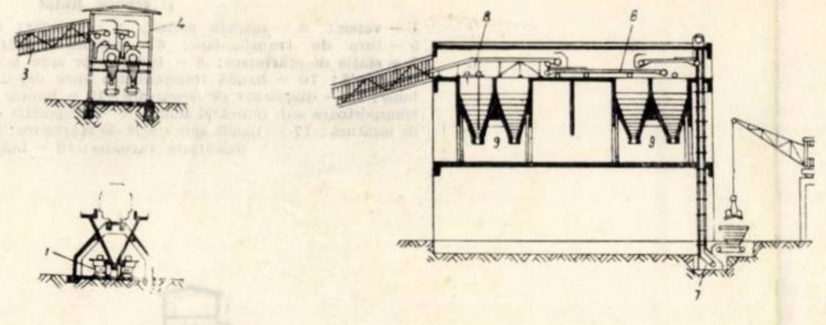
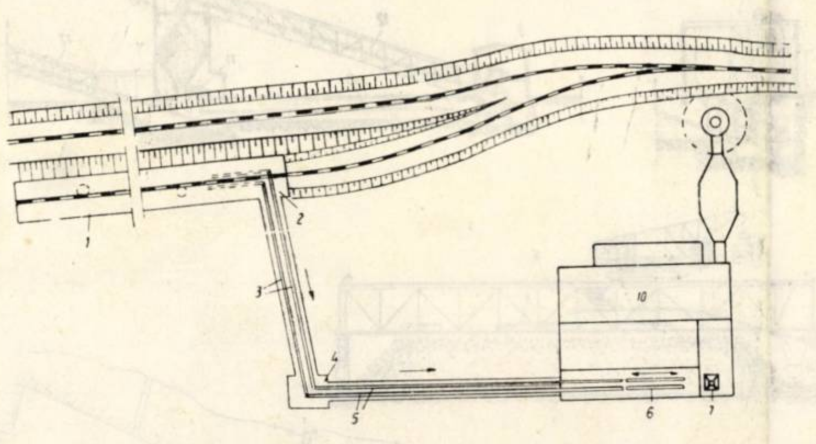
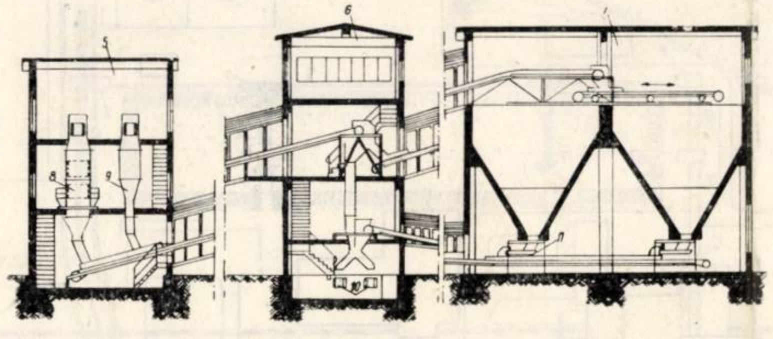


Fig. 5. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare tip buncăr, acoperită și cu depozit liniar

1 – buncăr adînc cu autoextractoare; 2 – benzi transportoare; 3 – extractoare; 4 – bandă transportoare spre turnul de comandă; 5 – turn de comandă; 6 – bandă spre depozit; 7 – cărucior mobil de descărcare cu bandă rotativă; 8 – buldozer; 9 – încărcător cu cupe mobil; 10 – benzi de la depozit; 11 – stație de sfărîmare și amestec; 12 – turn de transbordare; 13 – transportor spre sala cazanelor; 14 – sala cazanelor; 15 – stație de descărcare din vapoare; 16 – bandă spre turnul de comandă







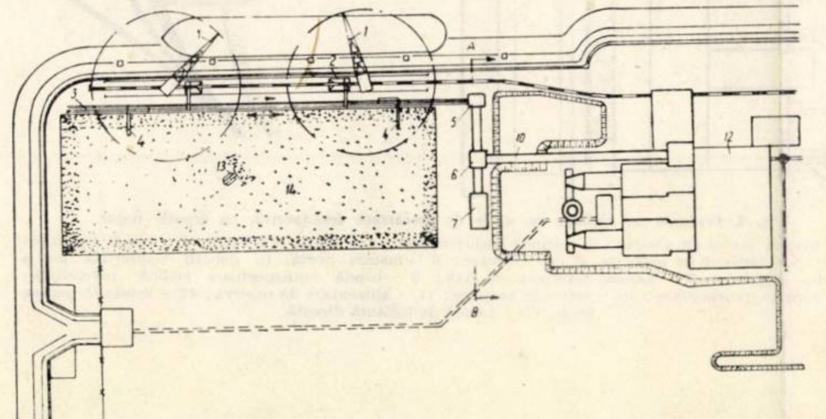


Fig. 7. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare tip tranșee deschisă

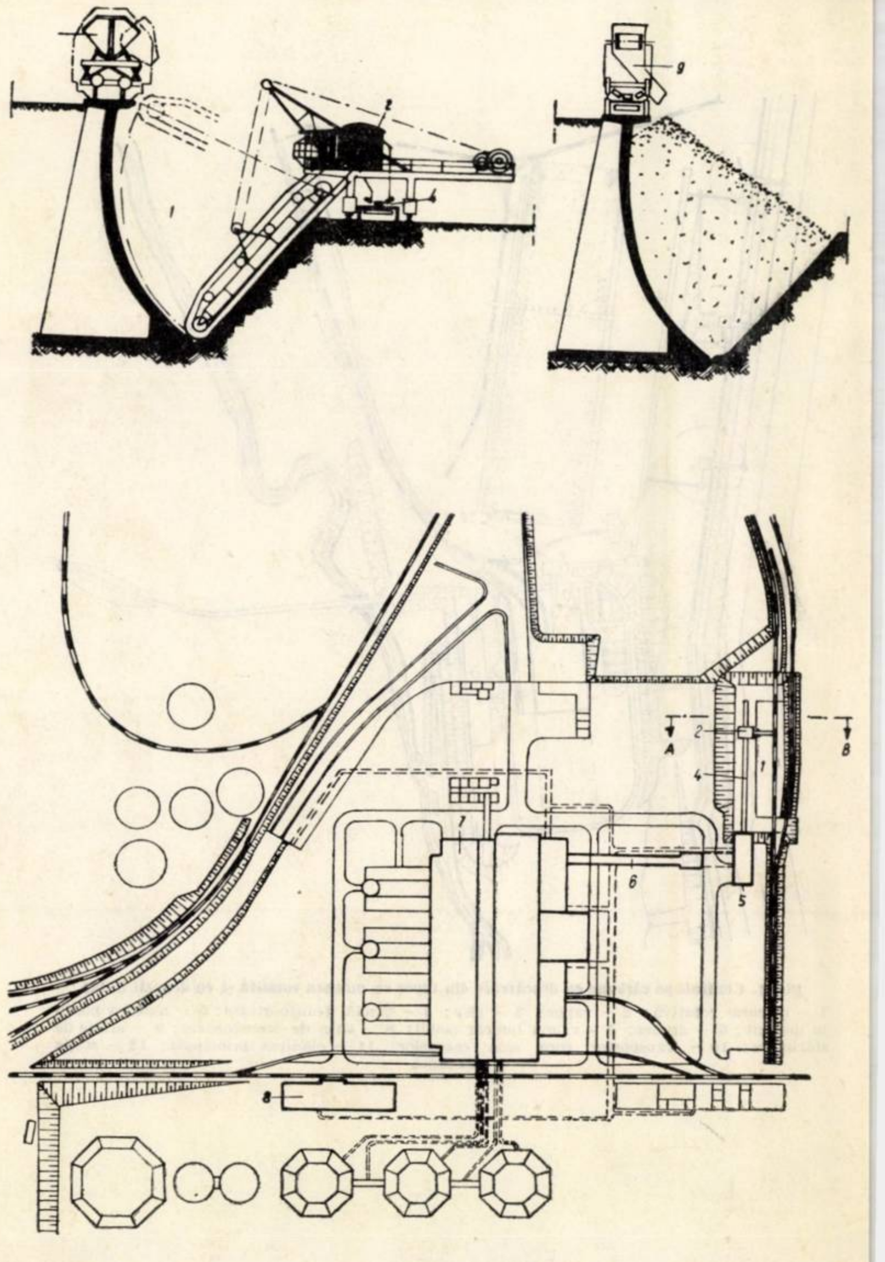
1 – buncăr deschis (șanț); 2 – extractor cu cupe; 3 – vagon basculant; 4 – transportor spre stația de sfărîmare; 5 – stația de sfărîmare; 6 – transportor spre clădirea principală; 7 – sala cazanelor; 8 – stația electrică; 9 – bandă transportoare cu cărucior de descărcare

Fig. 6. Centrală pe cărbune cu descărcare din vapor cu macara rotativă și cu depozit liniar

1 – macara rotativă; 2 – buncăr mobil; 3 – benzi în lungul depozitului; 4 – cărucior de descărcare cu bandă; 5 – stație de sfărîmare; 6 – turn de comandă; 7 – stație de amestec; 8 – concasor; 9 – braț de ocolire; 10 – transportor spre sala cazanelor; 11 – vibrator-extractor; 12 – clădirea principală; 13 – buldozer; 14 – depozit de cărbune

Fig. 8. Centrală pe cărbune cu stație de descărcare tip buncăr, descoperită, supraterană

1 – buncăr cu benzi și extractoare; 2 – stație de transbordare; 3 – benzi transportoare; 4 – stație de sfărîmare; 5 – benzi transportoare; 6 – benzi mobile și reversibile; 7 – alimentare de rezervă; 8 – indicator de nivel în buncăr; 9 – buncărele pentru cazane; 10 – clădirea principală



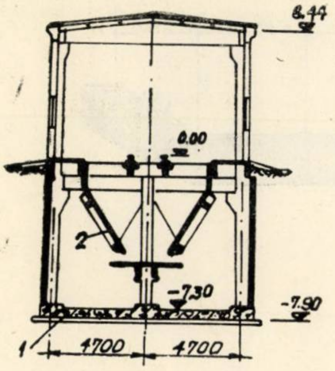

8.44
0.00
2
-7.30
-7.90
1
4700
4700

Fig. 9. Staţie de descărcare
1 – radier monolit; 2 – panouri mari prefabricate ale buncărelor

Referitor la fundaţiile concasoarelor, s-a amintit mai sus că acestea se fac în general monolite şi separate de structura clădirii. Totuşi, în literatura de specialitate, se citează cazuri cînd acestea se realizează cu radier monolit, stîlpi prefabricaţi şi placă superioară monolită (I.S.Litvin - Construcţii prefabricate din beton armat pentru termocentrale).

Galerii şi estacade pentru benzi transportoare

Galeriile subterane pentru benzile transportoare ale cărbunelui se proiectează la centralele noastre, în general, de secţiune dreptunghiulară din beton armat monolit, cu sau fără izolaţie hidrofugă contra apelor subterane, după caz.

Fig. 10. Centrala Vetschau II – R.D.G. Staţia de descărcare – secţiune transversală

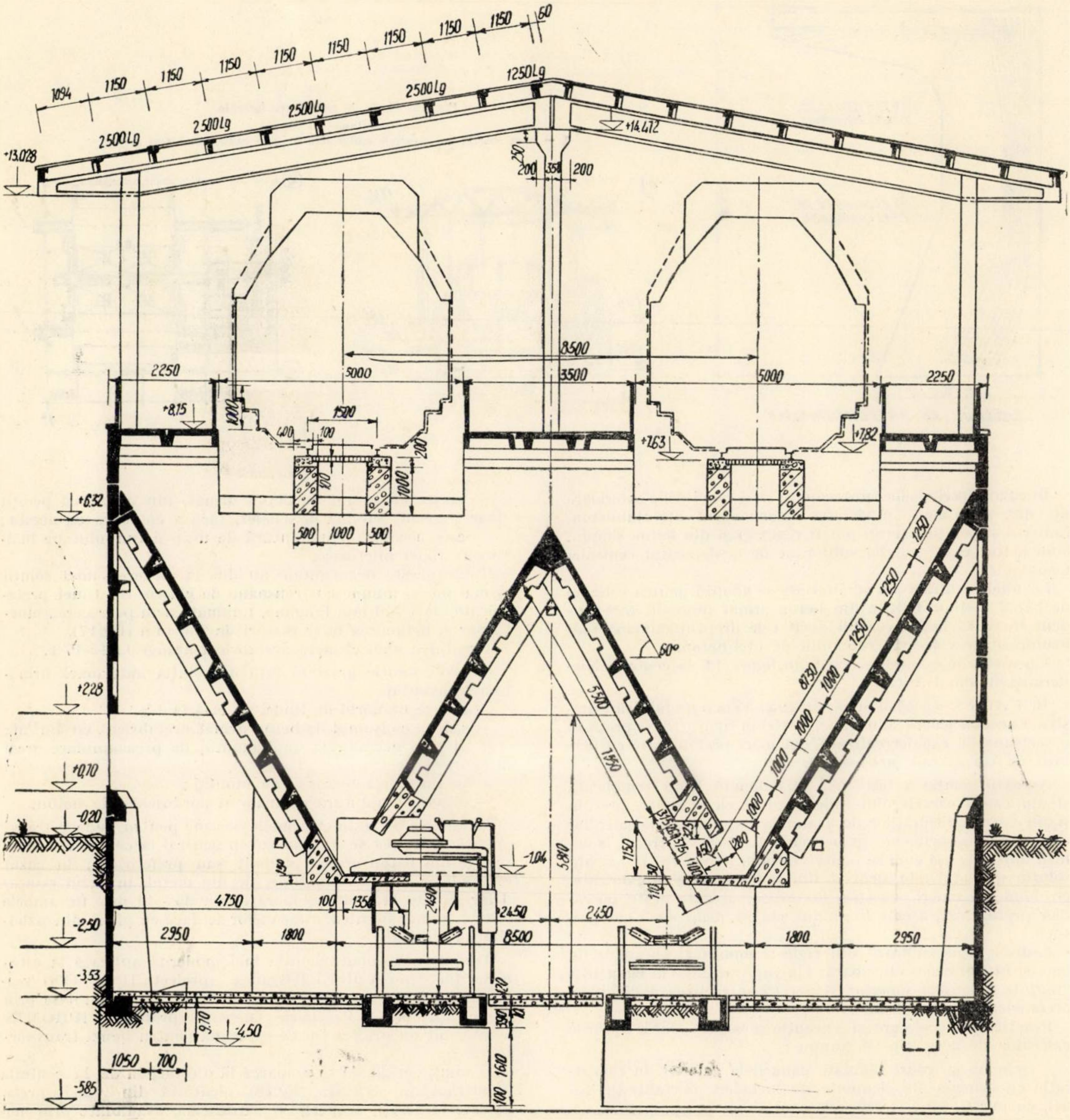
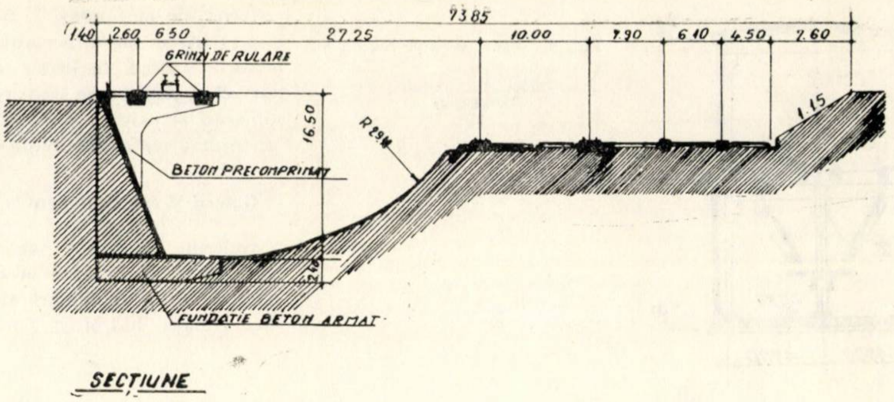

1094
1150
60
2500 Lg
1250 Lg
+13.028
+14.412
200
350
8500
5000
3500
2250
+8.15
+7.63
+7.82
1500
400
100
1000
500
+6.52
60°
5500
8730
1250
1000
+2.28
+0.70
-0.20
-1.04
5810
1150
4750
2950
1800
2450
-2.50
-3.53
-4.50
9.70
1050
700
1610
-5.85

Fig. 11. Centrala Niederaussem (R.F.G.). Stația de descărcare



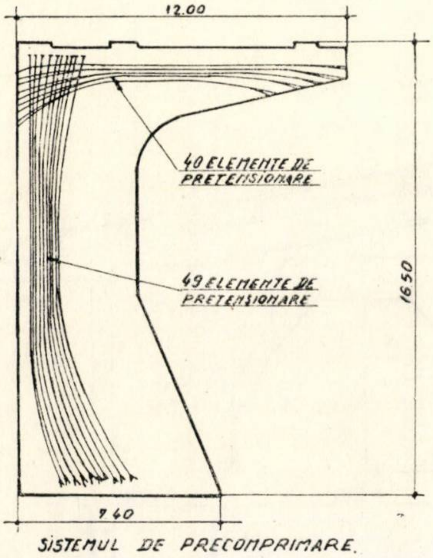
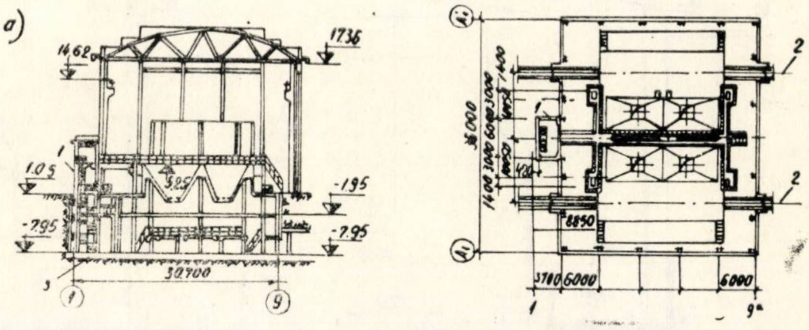

12.00
40 ELEMENTE DE PRETENSIONARE
49 ELEMENTE DE PRETENSIONARE
16.50
7.40
SISTEMUL DE PRECOMPRIMARE

Fig. 12. Stație de culbutoare laterale

a) Secțiune ; b) Plan

1 — casa scării ; 2 — anexele căilor ferate ; 3 — radier de beton armat



În cazul lipsei apelor subterane și cînd solicitările exterioare nu sînt prea mari, în vederea economisirii oțelului-beton, radierul și pereții laterali pot fi realizați și din beton simplu, cum a fost cazul galeriei subterane de la depozitul centralei Craiova II.

La unele centrale din străinătate se adoptă pentru galeriile de benzi secțiuni boltite din beton armat monolit, care evident lucrează mai favorabil decît cele dreptunghiulare, realizîndu-se prin aceasta economii de oțel-beton.

Un astfel de exemplu se vede în figura 14, la centrala Niederaussem din R.F.G.

În U.R.S.S. s-a pășit încă din 1954-55 la o prefabricare masivă a acestor galerii subterane. Astfel în figura 15 se prezintă o secțiune de galerie realizată din plăci prefabricate cu nervuri de tip special (netipizate).

Această soluție a fost însă abandonată fiind complicată și din cauza caracterului individual al elementelor, precum și din cauza dificultăților de asamblare și montaj ale galeriilor direct pe amplasament. În perioada 1959-60 s-a trecut la soluții unificate așa cum se poate vedea în figura 16. În această soluție scheletul este alcătuit din cadre închise prefabricate, cu două deschideri, cu stîlp la mijloc, așezate peste un radier prefabricat, așezat la rîndul său pe nisip de 5 cm grosime.

Cadrele se asamblează din rigle și montanți cu suduri în baie și monolitizare ulterioară. Un cadru ajunge la circa 18 t greutate. Planșeul superior și pereții se realizează din plăci prefabricate de 3 × 3 m.

Practica de proiecare și execuție a arătat însă lipsurile galeriilor de acest tip, și anume :

— schema cu cadre mărește gabaritele galeriei, în comparație cu schema din elemente de închidere portante tip tunel, cu pereți, fund și acoperiș continue ;

— crește consumul de beton armat, din cauză că pereții doar transmit sarcina la schelet, fără a conlucra cu acesta ;

— este necesară o umplutură de nisip a fundului pe înălțimea riglei inferioare.

Toate aceste dezavantaje au dus la alegerea unei soluții și mai noi, și anume cu tronsoane de galerie tip tunel prefabricate, de 1 750 mm lungime, îmbinate prin petrecerea mustăților și betonarea unor rosturi de 250 mm (fig.17).

Greutatea unui element prefabricat ajunge la 15-17 t.

Această soluție prezintă față de soluția anterioară următoarele avantaje :

— reduce numărul de tipuri de la 4 la 1 ;

— reduce consumul de beton armat prefabricat cu 4m³/m ;

— dispare necesitatea unui montaj de preasamblare greoi al cadrelor principale ;

— se simplifică lucrările de montaj ;

— dispare umplutura de nisip și pardoseala de beton.

În ceea ce privește estacadele aeriene pentru benzile transportoare, acestea se proiectează în general la centralele noastre fie din beton armat monolit sau prefabricat, în cazul estacadelor de mică înălțime, fie din metal, în cazul estacadelor situate la înălțime mare (circa 35 - 40 m). În ambele cazuri îmbrăcămintea estacadelor se face cu plăci din azbociment ondulat.

Trebuie menționată soluția mai modernă aplicată la estacada din depozit ul CET-Oradea (proiect IPROMIN) realizată din ferme de beton armat prefabricate, asamblate prin postcomprimare. Pe baza acestui proiect, IPROMIN a întocmit un proiect tip de estacadă pentru benzi transportoare.

O soluție originală se remarcă la o estacadă de la centrala Niederaussem - R.F.G. (fig.18) alcătuită din plăci prefabricate la pereți, acoperiș și pardoseală, asamblate prin monolitizare și alcătuind o grindă tubulară rezemată pe palei monolite la 30,00 m distanță.

De asemenea se remarcă ca o soluție aparte estacada înclinată de la centrala Konin (R.P.Polonă), avînd o secțiune transversală triunghiulară, alcătuită din două grinzi oblice cu zăbrele și una orizontală, rezemate pe palei metalice.

Estacadele pentru benzi la centralele din Franța se realizează, în majoritatea cazurilor, metalice îmbrăcate în azbociment.

Ca o particularitate a acestora se menționează faptul că pentru iluminare se prevăd benzi laterale și panouri în acoperiș translucide din poliester colorat, care dau în interior o lumină difuză plăcută.

În U.R.S.S. se adoptă în general estacade cu grinzi principale și palei metalice, închise cu plăci prefabricate mari la acoperiș și plăci de perete din beton celular armat (fig.19). Acest sistem greoi a fost îmbunătățit în ultima vreme în sensul că acoperirea se face fie cu plăci boltite din armobeton, izolate termic pe dedesubt cu saltele de vată de sticlă, fie cu bolțișoare din beton celular armat. În ambele cazuri peste bolțișoare se aplică un mastic de asfalt la rece. Bolțișoarele sînt alcătuite din două jumătăți asamblate în buloane.

În figura 20 se prezintă o soluție interesantă de estacadă înclinată (proiect sovietic) rezolvată în prefabricate de beton armat. Grinzile principale în macaz sînt de secțiune T, alcătuite din două jumătăți sudate, un pop din beton armat și un tirant din oțel.

Grinzile se leagă între ele prin sudură, realizîndu-se o rigiditate și în plan orizontal. Paleile sînt alcătuite din stîlpi și grinzi prefabricate cu contravîntuiri metalice cu manșoane de întindere. Acoperirea benzilor se realizează cu bolți din armobeton, izolate termic cu saltele de vată de sticlă. Acest proiect prezintă însă o serie de dezavantaje ca :

— dificultăți de montaj la înălțime mare ;

— precizie deosebită la confecționarea elementelor și la montaj, fără care nu coincid mustățile de armătură ce se sudează la îmbinări ;

— numărul mic de elemente prefabricate, care nu permite o producție de serie și face nerațională folosirea macaralelor.

Pardoseala estacadelor se face de obicei din dulapi de lemn ignifugat sau din beton, în funcție de exigențele normelor de pază contra incendiilor la fiecare caz în parte.

La proiectarea estacadelor pentru benzi se evită rezemarea estacadelor pe construcțiile clădirilor aferente, racordările la capete făcîndu-se preferabil în consolă. Cînd aceasta nu este posibil, construcțiile respective se verifică la sarcinile orizontale din benzi și din temperatură.

În ceea ce privește încălzirea estacadelor, aceasta se face numai în zone cu climă rece, prin țevi de încălzire plasate sub benzi sau pe pereți sau cu curent de aer cald.

Nodurile de transbordare subterane sau aeriene și turnurile pentru întinderea benzilor și pentru separatorii magnetici nu pun probleme deosebite de construcție ; fiind obiecte unicat, ele se realizează în general din beton armat monolit, iar în unele țări chiar metalice.

Informativ se menționează că în S.U.A. s-a început introducerea sistemului de transport al cărbunelui prin conducte forțate (amestec apă+cărbune), ceea ce comportă construcții mult mai simple și mai ieftine.

Buncărele

În paragraful de față se tratează principiile de proiectare a tuturor buncărelor dintr-o gospodărie de cărbune (buncărele din clădirea principală, buncărele de preluare din depozit, buncărele din stațiile de descărcare și de culbutare).

Forma și dimensiunile buncărelor depind de :

— capacitatea necesară de înmagazinare ;

— natura combustibilului (umiditate, granulație, unghiul de frecare internă etc.) ;

— poziția benzilor ;

— poziția gurilor de descărcare ;

— poziția stîlpilor principali.

Forma buncărelor în plan poate fi : pătrată, dreptunghiulară, poligonală, circulară.

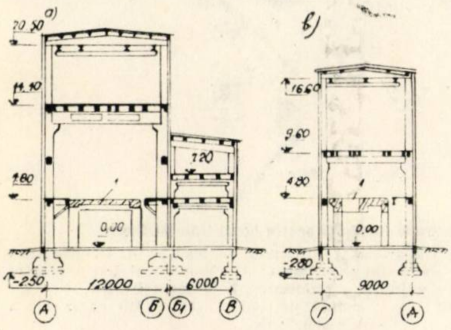


Fig. 13. Clădiri pentru stații de sfărîmare

a) stație pentru 4 concasoare ;
b) stație pentru 2 concasoare
1 – fundație monolită pentru concasoare

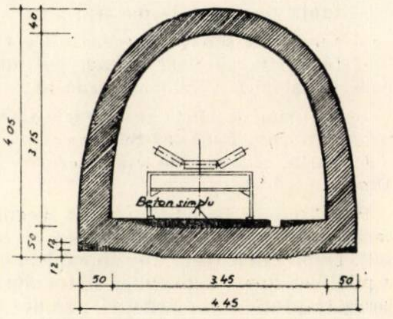


Fig. 14. Centrala Niederaussem. Galerie pentru benzi transportoare – secțiune

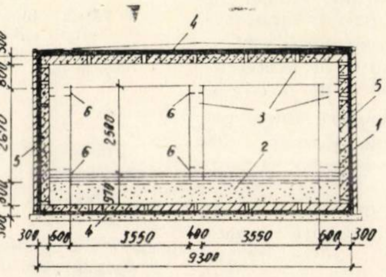


Fig. 16. Galerie subterană pentru benzi transportoare

1 – izolație hidrofugă și zidărie de protecție ; 2 – umplutură din nisip ; 3 – cadrul principal ; 4 – plăcile de fund și de acoperire ; 5 – plăcile de perete ; 6 – îmbinări monolitizate

Fig. 15. Galerie subterană pentru benzi transportoare

1 – plăci mari cu nervuri ; 2 – cadre longitudinale prefabricate ; 3 – izolație hidrofugă și zidărie de protecție ; 4 – axele benzilor

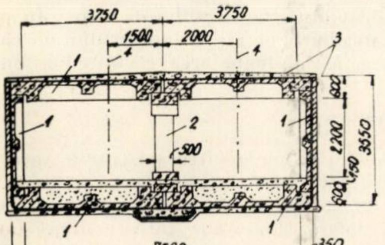
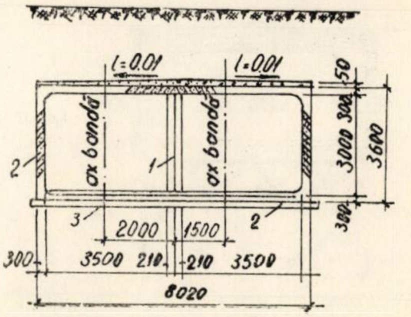


Fig. 17. Galerie subterană pentru benzi transportoare

1 – montanți ; 2 – izolație hidrofugă aplicată la rece ; 3 – beton de egalizare



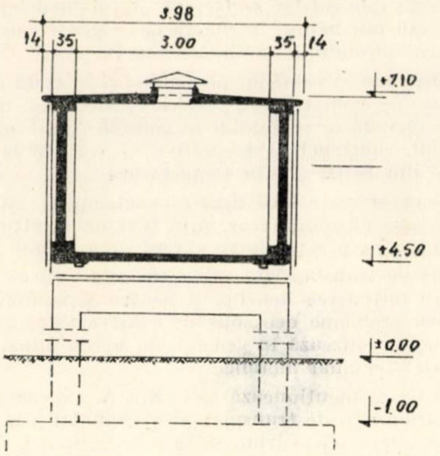


Fig. 18. Centrala Niederaussem. Secţiune transversală prin estacadă

Buncărele se proiectează din :

— beton armat monolit (la toate centralele noastre, precum şi la o serie de centrale din Franţa, R.F.G., S.U.A.) ;

— beton armat prefabricat (sistem răspîndit mai ales în U.R.S.S., R.P.U., R.D.G.) ;

— metal (în ţările mari producătoare de metal) ;

— sistem combinat - schelet metalic portant cu plăci prefabricate din beton armat.

Partea inferioară — pîlnia propriu-zisă — se face în general metalică.

Buncărele metalice prezintă unele avantaje ca greutate proprie redusă şi montaj rapid, în schimb au dezavantajele : cost ridicat, consum mare de metal, coroziune în cazul cărbunelui umed cu mult sulf, ceea ce îngreuiază şi scurgerea cărbunelui. Pentru protecţia contra uzurii betonului şi pentru micşorarea frecării cărbunelui pe pereţi, buncărele se căptuşesc la interior cu :

— tablă (centrala Doiceşti) ;

— tencuială sclivisită (centralele Craiova, Paroşeni) ;

— tencuială specială cu agregat dur sau cu deşeuri de cuie (centralele Craiova, Oradea) ;

— cu plăci de sticlă (centralele Champagne-sur-Oise, Vaires-sur-Marne, Pont-sur-Sambre).

Colţurile şi muchiile vii interioare se recomandă a fi rotunjite.

Buncărele de beton armat pot fi corodate în cazul păstrării cărbunilor cu umiditate ridicată şi cu conţinut ridicat de sulf. După circa 10-15 ani de exploatare, la partea inferioară a pîlniilor, apare coroziunea betonului şi armăturii şi distrugerea treptată a construcţiei. De aceea stratul de protecţie, în special la gură, trebuie să fie destul de dur şi de rezistent.

Panta pereţilor înclinaţi ai buncărelor variază după natura combustibilului. Această pantă se alege între 65° - 70° la buncărele din clădirea principală şi între 55° - 65° la buncărele din staţiile de descărcare.

Pentru spargerea bolţilor de cărbune se prevăd în pereţi sisteme de acţionare cu aer comprimat, de suflare directă sau diafragme (perne) pneumatice pulsatoare, la presiuni între 4 şi 8 atmosfere. Sistemul cu vibratoare electrice este utilizat din ce în ce mai rar, deoarece produce zgomot şi distruge sudurile din îmbinări.

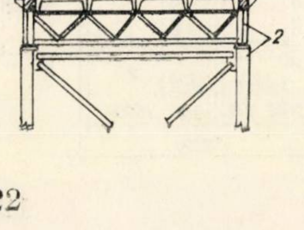


Fig. 19. Estacadă înclinată pentru benzi transportoare

1 — schelet de beton armat prefabricat ; 2 — construcţii metalice

Pentru accesul de control şi reparaţii în interiorul pîlniilor se prevăd uneori scări speciale.

În cazul amplasării buncărelor în afara clădirilor sau în cazul comunicării acestora cu exteriorul, se poate produce îngheţarea cărbunelui umed. În acest caz buncărele se încălzesc. Încărcarea buncărelor cu cărbune rece, într-un spaţiu încălzit, poate duce la formare de condens pe pereţi şi îngheţarea acestuia. Pentru evitarea acestui fenomen se prevede izolaţie termică la faţa exterioară a pereţilor.

Calculul static al buncărelor se efectuează în general în I.S.P.E. după metoda sovietică "Litvinenko" (expusă în cartea "Buncăre şi silozuri din beton armat"). La structuri mai importante se ţine seama de conlucrarea în sens longitudinal a pereţilor de buncăre cu structura principală a clădirii (de exemplu corpul buncărelor CET-Craiova).

Pe lîngă sarcinile normale provenite din greutatea proprie şi din cărbune, literatura de specialitate (Karl Schröder-vol. II - ediţia 1962, cap. VIII) mai recomandă luarea în consideraţie a influenţei temperaturilor inegale (peretele dinspre sala cazanelor se poate încălzi la 30...40°C) precum şi suprasarcina provenită din presiunea apei, care poate apărea accidental la stingerea unui buncăr aprins.

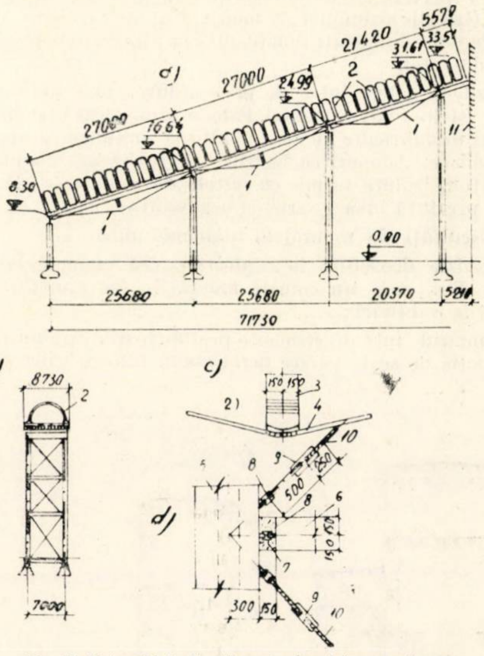


Fig. 20. Estacadă înclinată pentru benzi transportoare

a) Faţadă ; b) Secţiune transversală ; c) Detaliu de macaz ; d) Detaliu palee

1 — grindă macaz ; 2 — bolţi din azbociment ; 3 — montantul grinzii macaz ; 4 — tirant metalic ; 5 — stîlp ; 6 — rigidizare ; 7 ; — monolitizare ; 8 — sudură în baie ; 9 — mufă ; 10 — sudură de contact ; 11 — faţă exterioară a clădirii principale

Deosebit de interesantă este propunerea făcută de N.I. Spiridonov, în articolul "Noi scheme de alimentare cu combustibil" din revista Electriceskie Stanţii - Nr.8-1959, de înmagazinare a cărbunelui concasat într-un buncăr mare amplasat în soclul coşului de fum (fig. 21). Aceasta ar permite simplificarea sensibilă a corpului dintre maşini şi cazane, prin scoaterea buncărelor, dîndu-se totodată o utilizare raţională spaţiului nefolosit din soclul coşului de fum. În plus mai apare avantajul încălzirii pereţilor buncărului de către gazele arse, evitîndu-se astfel îngheţarea cărbunelui umed.

Depozitele de stocare

În ceea ce priveşte depozitele pentru păstrarea rezervei de cărbune, se remarcă două linii distincte în practica mondială. Una preferată în special de francezi, care realizează aşa-numitele depozite polare, şi alta adoptată în majoritatea cazurilor şi la centralele noastre - depozitele liniare.

Avantajul depozitului polar constă în posibilitatea de automatizare completă a manevrelor, însă capacitatea lui este limitată de raza maximă de acțiune a mecanismului de preluare cu roți cu cupe. Extinderile sînt deci greu de realizat și impun crearea unui al doilea pol. Depozitele liniare sînt cele mai uzuale și permit extinderi nelimitate, cu cheltuieli de investiții minime.

Pentru manipularea cărbunelui, în depozite, se utilizează buldozere, macarale-portal cu greifere și screpere mobile.

Depozitele trebuie drenate de ape. Iluminarea depozitelor se face de pe platforme montate pe stîlpi izolați de circa 30 m înălțime executați din metal sau din beton armat centrifugat.

B. CONCLUZII ȘI PERSPECTIVE DE VIITOR

Cheltuielile de investiții pentru o gospodărie de cărbune (construcții+echipamente+montaj) reprezintă circa 7,5 - 15 % din costul total al centralei, iar costul lucrărilor de construcții pentru obiectele unei gospodării de cărbune reprezintă circa 20-25 % din costul lucrărilor de construcții aferente centralei (fără lucrări hidrotehnice). Avînd în vedere ponderea mare pe care o are gospodăria de cărbune în investiția generală a centralei, se impune căutarea de căi noi de ieftinire prin îmbunătățirea soluțiilor, atît din punct de vedere tehnologic, cît și din punct de vedere constructiv.

În ceea ce privește orientarea soluțiilor constructive în următorii ani, experiența anterioară și cea în curs a marilor termocentrale din R.S.România precum și exemplul țărilor mai avansate în acest domeniu ne conduc spre următoarele principii directoare în proiectarea gospodăriilor de cărbune :

— Linia industrializării și mecanizării executării construcțiilor trebuie continuată cu consecvență în viitor, ținînd seamă judicios de condițiile specifice ale fiecărui obiect în parte și de posibilitățile executantului.

— Această linie trebuie să conducă în primul rînd la introducerea pe scară cît mai largă a elementelor prefabricate de mare serie, care să se înscrie într-o gamă de prefabricate cît mai restrînsă, ceea ce se poate obține prin tipizarea și stabilitatea cît mai mare a soluțiilor tehnologice.

— Obiectele unicat care nu se pretează la prefabricare și tipizare se vor proiecta de preferință în beton armat monolit cu utilizarea pe cît posibil a elementelor prefabricate ușoare pentru planșee, acoperișuri, panouri de fațadă, de catalog sau la nevoie executate pe șantier. În vederea economisirii de material lemnos trebuie extinse în documentații cofrajele eficiente, glisante, mobile și schelele metalice de inventar.

— Economisirea metalului trebuie să fie o preocupare de bază și permanentă. În acest scop este indicată utilizarea oțelurilor superioare asociate cu betoane de mărci ridicate și îmbinări cu suduri în baie. La structurile care se pretează, trebuie extinsă utilizarea betonului precomprimat. La infrastructurile situate deasupra apelor subterane se recomandă înlocuirea pe cît posibil a betoanelor armate prin betoane simple.

— În vederea simplificării și ieftinirii lucrărilor de construcții sînt preferabile soluțiile de gospodării supraterane în locul celor subterane. De asemenea trebuie stabilite cît mai judicios spațiile și gabaritele strict necesare din punct de vedere tehnologic.

În lumina acestor principii generale vom încerca în cele ce urmează să particularizăm concluziile la fiecare categorie de obiecte ale unei gospodării de cărbune, în condițiile actuale din țara noastră.

Stații de descărcare

Este preferabil ca stațiile de tip buncăr să se execute, din punct de vedere constructiv, ridicate deasupra terenului pentru evitarea lucrărilor în apă și a izolațiilor hidrofuge. În cazul cînd totuși din motive tehnologice se adoptă soluții subterane, infrastructura se va proiecta din beton armat monolit sau prefabricat sau eventual mixt, în funcție de condițiile tehnico-economice specifice în fiecare caz în parte. În vederea economisirii de oțel-beton și cînd apa subterană permite, radierul și pereții se pot realiza din beton simplu.

O prefabricare integrală a infrastructurii (buncărele, șaibele pereților, mesele de descărcare ale buncărelor, longrinele de cale ferată) presupune o macara de montaj de circa 20-25 t capacitate.

Suprastructura, în cazul cînd acoperirea stației se dovedește absolut necesară, se va proiecta integral prefabricată.

O sursă de ieftinire este stabilirea cît mai judicioasă a lungimii stației și a spațiilor de vizitare a benzilor.

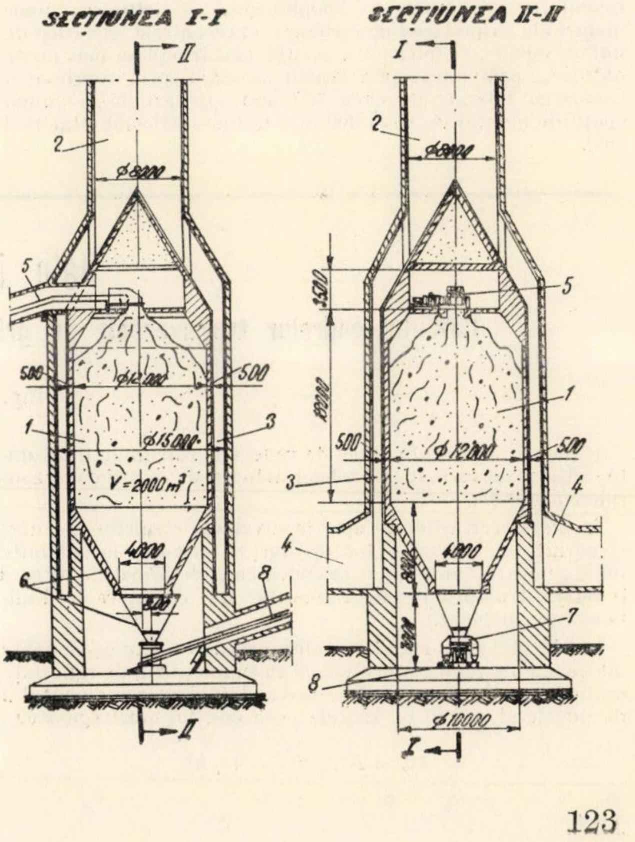
O reducere a costului pe tona de capacitate de buncăr este posibilă printr-o folosire rațională a înălțimii disponibile dintre cota căii ferate și pardoseala subsolului. Studiile făcute de von Rieschel în revista "Zement-Kalk-Gips" nr.7 1963 arată că la o lărgire a buncărului de la 6,00 la 9,20 m, la aceeași înălțime, este posibilă o creștere a volumului de înmagazinare cu 62 %.

Costul ridicat al părții de construcții a stațiilor de descărcare tip buncăr se explică prin faptul că acestea îndeplinesc două funcțiuni diferite : descărcarea și preluarea cărbunelui. Aceasta conduce la faptul că volumul total al clădirii unei stații de descărcare închise de capacitate 2 000 t este de circa 22 000 - 27 000 m^3, ceea ce înseamnă că folosirea volumului construit este de numai 7,5 - 9 %. Acest mare dezavantaj este înlăturat prin separarea celor două funcțiuni, ceea ce se realizează prin adoptarea stațiilor tip tranșee deschisă. În felul acesta se renunță complet la buncărele de descăcare, iar cărbunele este aruncat direct pe bandă cu ajutorul unei mașini de preluare cu cupe (fig.7). Reducerea costurilor de construcții față de soluția clasică cu buncăre de descărcare este de 60-70 %, în timp ce costurile instalațiilor tehnologice cresc cu diferența de preț dintre extractoare și dispozitivul de preluare cu cupe, iar întreținerea mașinilor în aer liber este mai grea.

Totuși, pe ansamblu, se poate conchide că stațiile tip tranșee deschise prezintă avantaje nete față de stațiile tip buncăr.

Fig. 21. Construcția buncărului în corpul coșului de fum

1 — buncăr de cărbune ; 2 — coș de fum ; 3 — canale de fum în jurul buncărului ; 4 — canale de fum exterioare ; 5 — benzi transportoare pentru cărbune ; 6 — instalații pneumatice și mecanice pentru spargerea bolților ; 7 — alimentator de cărbune ; 8 — benzi transportoare



Staţiile de culbutare

Avînd în vedere caracterul unicat al acestor obiecte, precum şi volumul construit relativ restrîns, structura de rezistenţă se va proiecta preferabil în beton armat monolit. De la caz la caz, se va analiza judicios oportunitatea suprastructurii şi eventual prefabricarea acesteia.

Staţiile de sfărîmare

Avînd în vedere caracterul unicat al acestor obiecte, structura de rezistenţă se va proiecta preferabil în beton armat monolit cu utilizare de prefabricate după posibilităţi la planşee, acoperiş şi faţade. Fundaţiile concasoarelor se vor proiecta, de asemenea, monolite, separate de structura clădirii.

Galerii şi estacade pentru benzi transportoare

Structura monolită sau prefabricată a galeriilor pentru benzi se va alege de la caz la caz în funcţie de condiţiile tehnico-economice ale fiecărui caz în parte. În cazul structurilor monolite şi al absenţei apelor subterane este preferabilă soluţia cu radier şi pereţi din beton simplu în vederea economiei de oţel-beton. Atît în cazul structurilor monolite cît şi în cazul celor prefabricate sînt preferabile secţiunile-tunel cu pereţi, radier şi planşeu drepte (fără cadre). Secţiunile boltite din beton armat prezintă avantaje nete în ceea ce priveşte consumul de oţel - beton.

În ceea ce priveşte estacadele aeriene pentru benzi, distingem două cazuri :

— Estacadele spre sala cazanelor, înclinate, ajungînd pînă la înălţimi de circa 35—40 m. Acestea se vor proiecta în general sub formă de grinzi cu zăbrele metalice, îmbrăcate în azbociment.

— Estacadele din depozit şi estacadele de legătură între diferitele noduri de transbordare, orizontale sau înclinate, în general de mică înălţime (circa 10 m) se vor proiecta după caz în structură prefabricată (de preferinţă precomprimată), monolită sau mixtă cu îmbrăcăminte de azbociment. Trebuie aprofundate studiile pentru acoperirea estacadelor cu bolţişoare din armobeton sau beton celular armat.

O sursă de ieftinire a galeriilor şi estacadelor pentru benzi transportoare este reducerea lungimii acestora prin mărirea unghiului faţă de orizontală, care după datele din practica mondială poate atinge 25—30°, în loc de 17 — 18° adoptat în mod curent (revista Teploenerghetica — nr. 5/1960 — articolul ing. Spiridonov — Simplificarea şi ieftinirea unor noduri ale gospodăriei de cărbune — la centrale electrice de putere medie). O ieftinire a acestor construcţii se mai poate obţine şi prin micşorarea lăţimii acestora, prin suprimarea culoarelor laterale de circa 700 mm, prevăzîndu-se numai spaţii de montaj de circa 300 mm lăţime (articolul citat mai sus).

Nodurile de transbordare subterane sau aeriene, precum şi turnurile pentru întinderea benzilor şi pentru separatorii magnetici, fiind obiecte unicat şi de volum construit relativ restrîns, se vor realiza în general din beton armat monolit, eventual cu prefabricate uşoare de serie la planşee, acoperiş şi faţade.

Buncărele

Sistemul constructiv al buncărelor va fi dictat în general de sistemul constructiv adoptat pentru clădirea în cadrul căreia sînt amplasate buncărele respective (clădirea principală, staţia de descărcare, staţia de culbutare, buncărele din depozit). Se poate afirma că în actuala conjunctură se preferă buncărele monolite şi sînt total contraindicate buncărele metalice, din motive de consum ridicat de oţel.

Pentru protecţia contra uzurii betonului şi pentru uşurarea alunecării cărbunelui, buncărele se vor căptuşi la interior cu tencuială sclivisită sau cu o tencuială specială cu agregate dure (după natura cărbunelui). Trebuie intensificată preocuparea pentru căptuşirea buncărelor cu plăci de sticlă fabricate în ţară.

În condiţiile climaterice ale ţării noastre, în general nu este necesară o izolare termică a buncărelor.

Merită atenţie ideea amplasării buncărelor principale în soclul coşului de fum, simplificîndu-se astfel sensibil corpul dintre maşini şi cazane.

Depozitele de stocare

Soluţia de adoptat pentru depozitele de stocare este determinată mai puţin de considerente constructive şi aproape în întregime de cele tehnologice şi de plan general.

Bibliografie

1] Litvin I.S. : *Construcţii prefabricate din beton armat pentru termocentrale.* Moscova - Leningrad, Gosenergoisdat, 1962.

2] *** : Conferinţa Internaţională - Kraftwerksbau. Culegere de referate Dresda, 1965

[3] *** : *Directive CAER privind centralele termoelectrice* - aprilie 1966

[4] Schröder K. : *Centrale termoelectrice.* Berlin-Gottingen-Heidelberg, Ed. Springer vol. II - 1962.

[5] Borza N : *Raport asupra vizitei în URSS*, ISPE 1963.

[6] Săndulescu I.: *Raport asupra vizitei în URSS* - ISPE, 1964.

[7] Kartoşkin : *Alimentarea cu combustibil a centralelor electrice* - 1961

[8] Hangan M.: *Poduri industriale* - Bucureşti Ed. Tehnică, 1967.

[9] *** : Teploenerghetica - URSS - nr. 5/1960 şi nr. 1/1966.

[10] *** : Power - SUA - nr. 9/1957 şi nr. 5/1958.

[11] *** : Energie - RFG - nr. 4/1963

[12] *** : Elektriceskie stanţii - URSS - nr. 8/1959 şi nr.9/1960.

[13] *** : Combustion - SUA - nr. 12/1962.

Hale industriale

Calculul cadrelor transversale cu grindă cu zăbrele prin metoda deformaţiilor

Ing. C. Ruşcă

Un mare interes din punct de vedere al calculului îl prezintă cadrele transversale ale halelor industriale cu grinda orizontală cu zăbrele.

În afara eforturilor ce apar în diversele elemente ale unei structuri sub acţiunea încărcărilor exterioare, în anumite împrejurări este necesar să se cunoască şi deformaţiile pe care le suferă structura, deoarece necesităţi de exploatare pot limita aceste deformaţii.

La calculul unui astfel de cadru, grinda cu zăbrele se poate înlocui cu o grindă convenţională cu inimă plină, de rigiditate echivalentă. În acest caz, valoarea de calcul a momentului de inerţie al grinzii cu zăbrele se ia convenţional egală cu :

$$I_{gr} = K(A_s \cdot h_s^2 + A_i \cdot h_i^2)$$

în care K este un coeficient care ţine seamă de influenţa zăbrelelor asupra rigidităţii barei, de înclinarea tălpilor şi de variaţia secţiunii tălpilor în lungul lor.

Valoarea acestui coeficient se poate lua ;

$K = 0{,}9$ — pentru grinzi cu tălpi paralele ;

$K = 0{,}7$ — cînd talpa superioară are o înclinare egală cu 1/10 ;

$K = 0{,}8$ — pentru înclinări intermediare.

A_s şi A_i reprezintă secţiuni brute ale tălpilor grinzii cu zăbrele (talpa superioară şi talpa inferioară) la mijlocul deschiderii grinzii.

h_s şi h_i sînt distanţele de la centrele de greutate ale secţiunilor tălpilor (A_s şi A_i) pînă la axa neutră a grinzii cu zăbrele.

Grinda cu zăbrele a cadrului poate fi considerată convențional absolut rigidă ($I_{gr} = \infty$) la calculul cadrului la toate încărcările, cu excepția celor verticale aplicate direct pe grindă. Această ipoteză nu trebuie să ne facă să credem că momentul de inerție al grinzii cu zăbrele a cadrului ar avea o valoare foarte mare în raport cu momentul de inerție al stîlpului. La grinzile cu zăbrele acest raport variază de obicei în limitele de la 1 pînă la 8. La cadre cu deschideri mari, acest raport poate fi și mai mare. Totuși, chiar și la aceste valori ale raporturilor, așa cum arată calculele exacte, luarea în considerare a deformațiilor grinzii cadrului influențează neglijabil valoarea eforturilor din stîlpi.

Ipoteza considerată simplifică mult calculul cadrelor, deoarece în cazul unei grinzi absolut rigide unghiurile de rotire la îmbinările dintre grindă și stîlpi sînt egale cu zero. În acest caz, la calculul cadrelor cu metoda deformațiilor, necunoscutele vor fi numai deplasările orizontale ale grinzii.

Extinderea ipotezei, care consideră grinda cu rigiditate absolută și în cazul sarcinilor verticale aplicate direct pe grinda cadrului, conduce la erori mari în valorile de calcul ale eforturilor din stîlpi. De aceea, calculul cadrelor la aceste sarcini se face ținînd seamă de deformațiile elastice ale grinzii cadrului.

a) Calculul la sarcini orizontale și la acțiunea excentrică a podurilor rulante

După cum s-a arătat, cadrele transversale care au rigla grindă cu zăbrele se calculează la toate sarcinile, exceptînd cele verticale aplicate direct pe grindă, cu ajutorul metodei deformațiilor, în ipoteza rigidității absolute a grinzii.

Este indicat să se calculeze cadrul la acțiunea fiecăreia dintre încărcări în parte și anume :

— la acțiunea excentrică a podurilor rulante (în fiecare din deschideri) ;

— la forțele de frînare ;

— la sarcina dată de vînt.

Acest lucru permite să se aleagă combinațiile de încărcări cele mai defavorabile pentru diferitele elemente ale cadrului.

Ca sistem de bază, la calculul cadrelor cu metoda deformațiilor, se ia cadrul cu noduri fixe (fig. 1).

Din punct de vedere al deplasării nodurilor sistemul din figura 1 are un singur grad de libertate. La cadrele cu un nivel și cu aceeași înălțime în toate deschiderile vom avea o singură necunoscută.

Valoarea deplasărilor necunoscute Δ_1 se determină din condiția :

$$\Delta_1 \cdot r_{11} + R_{10} = 0 \tag{1}$$

în care :

r_{11} este suma reacțiilor unitare, datorită deplasării unitare fictive orizontale ($\Delta = 1$) a sistemului de bază la nivelul superior al stîlpilor ;

R_{10} — reacția care se produce în legătura fictivă sub acțiunea sarcinilor exterioare ce solicită sistemul de bază.

La un cadru cu înălțimi variabile în diferite deschideri, numărul de necunoscute (deplasări) este egal cu numărul de legături simple introduse pentru a transforma structura într-un cadru cu noduri fixe (fig. 2).

Ecuațiile canonice pentru determinarea acestor deplasări pentru cazul din figura 2 a se scriu astfel :

$$\begin{cases} \Delta_1 \cdot r_{11} + \Delta_2 \cdot r_{12} + R_{10} = 0 \\ \Delta_1 \cdot r_{21} + \Delta_2 \cdot r_{22} + R_{20} = 0 \end{cases} \tag{2}$$

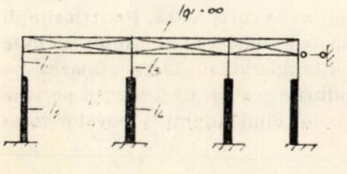


Fig. 1

La cadrele cu mai multe deschideri care au profil transversal complicat, este posibil ca la stabilirea sistemului de bază să se facă abstracție de micile diferențe de înălțimi dintre deschideri, mărind convențional înălțimea de calcul în anumite deschideri.

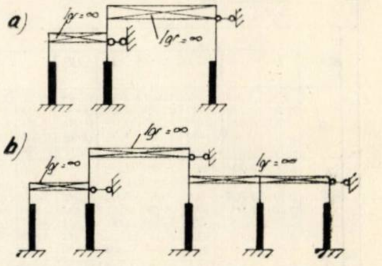


Fig. 2

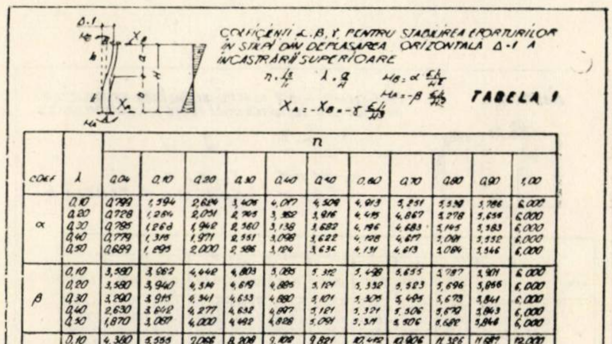
Unii autori [3] recomandă, pentru cadrele metalice ale halelor industriale, avînd rigla grindă cu zăbrele, următoarele valori relative ale momentelor de inerție la stîlpi :

$$\frac{I_2}{I_1} = 5 - 12\,; \quad \frac{I_4}{I_3} = 8 - 15\,; \quad \frac{I_4}{I_2} = 1{,}2 - 4.$$

Se arată că limitele inferioare ale raporturilor momentelor de inerție corespund încărcării cu poduri rulante ușoare, iar limitele superioare — podurilor rulante grele. În cazul unei diferențe mai mari de 30 % dintre momentele de inerție obținute după efectuarea calculului și cele adoptate inițial, se va reface calculul.

Ordinea de calcul în metoda deformațiilor

— Se determină valorile reacțiunilor orizontale X_{Δ_i} și ale momentelor încovoietoare M_{Δ_i} pe reazem la fiecare stîlp în parte, pentru o deplasare unitară orizontală ($\Delta = 1$) a capătului superior (tabela 1).


$\Delta = 1$
X_B
X_A
M_B
M_A
a
b
H

COEFICIENȚI α, β, γ PENTRU STABILIREA EFORTURILOR ÎN STÎLPI DIN DEPLASAREA ORIZONTALĂ Δ=1 A ÎNCASTRĂRII SUPERIOARE

$n = \frac{I_s}{I_i}$ $\lambda = \frac{a}{H}$ $M_B = \alpha \frac{EI_i}{H^2}$ $M_A = -\beta \frac{EI_i}{H^2}$ $X_A = -X_B = -\gamma \frac{EI_i}{H^3}$

TABELA 1

		n										
coef	λ	0,04	0,10	0,20	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
α	0,10	0,799	1,594	2,624	3,406	4,077	4,508	4,913	5,251	5,538	5,786	6,000
	0,20	0,728	1,264	2,051	2,765	3,352	3,916	4,415	4,867	5,278	5,656	6,000
	0,30	0,785	1,268	1,942	2,360	3,138	3,682	4,196	4,683	5,145	5,583	6,000
	0,40	0,779	1,315	1,971	2,551	3,098	3,622	4,128	4,617	5,091	5,552	6,000
	0,50	0,689	1,295	2,000	2,586	3,124	3,636	4,131	4,613	5,084	5,546	6,000
β	0,10	3,580	3,962	4,442	4,803	5,085	5,312	5,498	5,655	5,787	5,901	6,000
	0,20	3,580	3,940	4,314	4,619	4,885	5,124	5,332	5,523	5,696	5,856	6,000
	0,30	3,290	3,915	4,341	4,633	4,880	5,101	5,305	5,495	5,673	5,841	6,000
	0,40	2,630	3,642	4,277	4,632	4,897	5,121	5,321	5,506	5,679	5,843	6,000
	0,50	1,870	3,087	4,000	4,492	4,828	5,094	5,314	5,506	5,680	5,846	6,000
γ	0,10	4,380	5,555	7,066	8,208	9,102	9,821	10,412	10,906	11,326	11,687	12,000
	0,20	4,310	5,203	6,366	7,384	8,247	9,036	9,747	10,390	10,975	11,509	12,000
	0,30	4,090	5,182	6,283	7,193	8,018	8,783	9,501	10,178	10,818	11,424	12,000
	0,40	3,410	4,056	6,248	7,183	7,995	8,743	9,449	10,123	10,770	11,395	12,000
	0,50	2,580	4,382	6,000	7,078	7,953	8,727	9,443	10,119	10,766	11,398	12,000

— Se determină în mod analog valorile reacțiunilor orizontale X_{pi}^{fix} și momentelor încovoietoare M_{pi}^{fix} date de sarcinile exterioare în etapa nodurilor fixe (tabelele 2, 3, 4).

— Rezolvînd ecuațiile canonice (1) se determină deplasările Δ_{pi} pentru fiecare fel de sarcini în parte.

— Valorile eforturilor (reacțiunile orizontale X_{Δ_i} și momentele M_{Δ_i} pe reazem) date de deplasările unitare se înmulțesc cu valorile obținute pentru deplasările Δ_{pi}. Se determină astfel eforturile în stîlpi (M, Q) provocate de deplasarea stîlpilor.

— Aceste eforturi se însumează cu eforturile corespunzătoare din stîlpi, datorită sarcinilor exterioare în cazul nodurilor fixe :

$$\begin{cases} X_i = X_i^{fix} + \Delta_{pi} \cdot X_{\Delta_i} \\ M_i = M_i^{fix} + \Delta_{pi} \cdot M_{\Delta_i}. \end{cases} \tag{3}$$

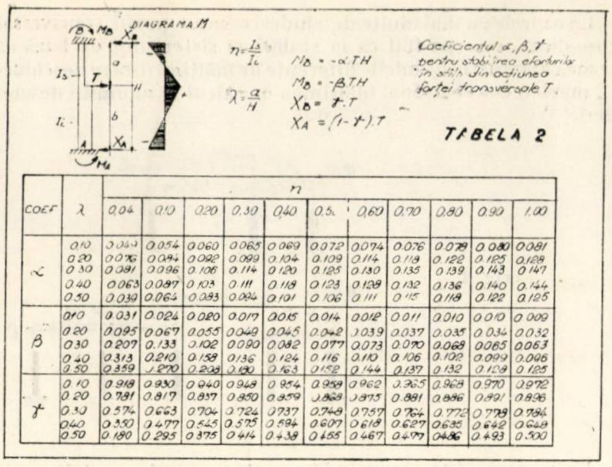


DIAGRAMA M
B
M_B
X_B
I_s
T
a
b
H
I_i
A
X_A
M_A

$n=\frac{I_s}{I_i}$ $\lambda=\frac{a}{H}$

$M_B=-\alpha.T.H$

$M_B=-\beta.T.H$

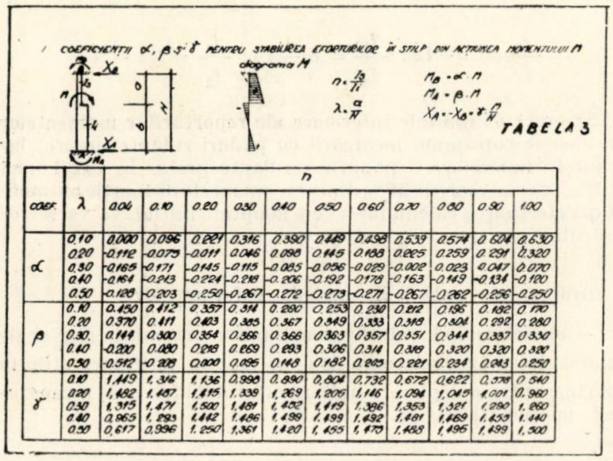
$X_B=\gamma.T$

$X_A=(1-\gamma).T$

Coeficientul α, β, γ pentru stabilirea eforturilor în stîlp din acţiunea forţei transversale T.

TABELA 2

COEF	λ	n 0,04	0.10	0.20	0.30	0,40	0.5.	0,60	0.70	0.80	0.90	1.00
α	0.10	0.049	0.054	0.060	0.065	0.069	0.072	0.074	0.076	0.078	0.080	0.081
	0.20	0.076	0.084	0.092	0.099	0.104	0.109	0.114	0.118	0.122	0.125	0.128
	0.30	0.081	0.096	0.106	0.114	0.120	0.125	0.130	0.135	0.139	0.143	0.147
	0.40	0.063	0.087	0.103	0.111	0.118	0.123	0.128	0.132	0.136	0.140	0.144
	0.50	0.039	0.064	0.083	0.094	0.101	0.106	0.111	0.115	0.118	0.122	0.125
β	0.10	0.031	0.024	0.020	0.017	0.015	0.014	0.012	0.011	0.010	0.010	0.009
	0.20	0.095	0.067	0.055	0.049	0.045	0.042	0.039	0.037	0.035	0.034	0.032
	0.30	0.207	0.133	0.102	0.090	0.082	0.077	0.073	0.070	0.068	0.065	0.063
	0.40	0.313	0.210	0.158	0.136	0.124	0.116	0.110	0.106	0.102	0.099	0.096
	0.50	0.359	0.270	0.208	0.180	0.163	0.152	0.144	0.137	0.132	0.128	0.125
γ	0.10	0.918	0.930	0.940	0.948	0.954	0.958	0.962	0.965	0.968	0.970	0.972
	0.20	0.781	0.817	0.837	0.850	0.859	0.868	0.875	0.881	0.886	0.891	0.896
	0.30	0.574	0.663	0.704	0.724	0.737	0.748	0.757	0.764	0.772	0.778	0.784
	0.40	0.350	0.477	0.545	0.575	0.594	0.607	0.618	0.627	0.635	0.642	0.648
	0.50	0.180	0.295	0.375	0.414	0.438	0.455	0.467	0.477	0.486	0.493	0.500


X_B
M
I_s
I_i
X_A
M_A
a
H
b
diagrama M

COEFICIENŢII α, β şi γ PENTRU STABILIREA EFORTURILOR ÎN STÎLP DIN ACŢIUNEA MOMENTULUI M

$n=\frac{I_s}{I_i}$ $\lambda=\frac{a}{H}$

$M_B=\alpha\cdot M$

$M_A=\beta\cdot M$

$X_A=-X_B=\gamma\cdot\frac{M}{H}$

TABELA 3

COEF.	λ	n 0.04	0.10	0.20	0.30	0.40	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90	1.00
α	0.10	0.000	0.096	0.221	0.316	0.390	0.449	0.498	0.539	0.574	0.604	0.630
	0.20	-0.112	-0.075	-0.011	0.046	0.098	0.145	0.188	0.225	0.259	0.291	0.320
	0.30	-0.165	-0.171	-0.145	-0.115	-0.085	-0.056	-0.029	-0.002	0.023	0.047	0.070
	0.40	-0.164	-0.213	-0.224	-0.218	-0.206	-0.192	-0.178	-0.163	-0.149	-0.134	-0.120
	0.50	-0.128	-0.203	-0.250	-0.267	-0.272	-0.273	-0.271	-0.267	-0.262	-0.256	-0.250
β	0.10	0.450	0.412	0.357	0.314	0.280	0.253	0.230	0.212	0.196	0.182	0.170
	0.20	0.370	0.411	0.403	0.385	0.367	0.349	0.333	0.318	0.304	0.292	0.280
	0.30	0.144	0.300	0.354	0.366	0.366	0.363	0.357	0.351	0.344	0.337	0.330
	0.40	-0.200	0.080	0.218	0.269	0.293	0.306	0.314	0.318	0.320	0.320	0.320
	0.50	-0.512	-0.208	0.000	0.095	0.148	0.182	0.205	0.221	0.234	0.243	0.250
γ	0.10	1,449	1,316	1,136	0,998	0,890	0,804	0,732	0,672	0,622	0,578	0,540
	0.20	1,482	1,487	1,415	1,339	1,269	1,206	1,146	1,094	1,045	1,001	0,960
	0.30	1,315	1,471	1,500	1,481	1,452	1,419	1,386	1,353	1,321	1,290	1,260
	0.40	0,965	1,293	1,442	1,486	1,499	1,499	1,492	1,481	1,469	1,455	1,440
	0.50	0,617	0,996	1,250	1,361	1,420	1,455	1,475	1,488	1,496	1,499	1,500

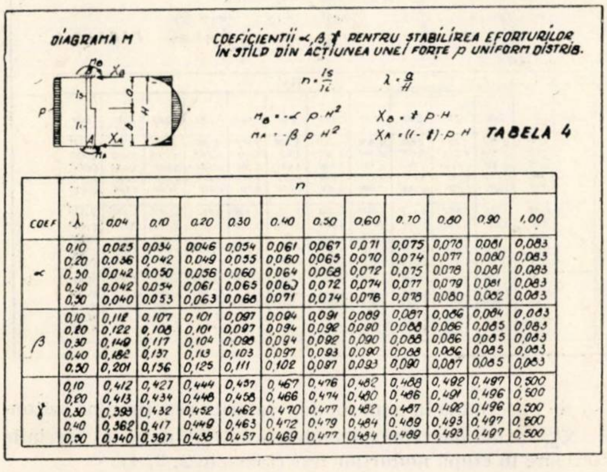

M_B
X_B
I_s
I_i
p
A
X_A
M_A
a
H
b

DIAGRAMA M

COEFICIENŢII α, β, γ PENTRU STABILIREA EFORTURILOR ÎN STÎLP DIN ACŢIUNEA UNEI FORŢE p UNIFORM DISTRIB.

$n=\frac{I_s}{I_i}$ $\lambda=\frac{a}{H}$

$M_B=-\alpha\, p\cdot H^2$ $X_B=\gamma\, p\cdot H$

$M_A=-\beta\, p\, H^2$ $X_A=(1-\gamma)\cdot p\cdot H$

TABELA 4

COEF	λ	n 0,04	0,10	0.20	0.30	0.40	0.50	0,60	0.70	0.80	0.90	1,00
α	0,10	0,025	0,034	0,046	0,054	0,061	0,067	0,071	0,075	0,078	0,081	0,083
	0.20	0,036	0,042	0,049	0,055	0,060	0,065	0,070	0,074	0,077	0,080	0,083
	0.30	0,042	0,050	0,056	0,060	0,064	0,068	0,072	0,075	0,078	0,081	0,083
	0.40	0,042	0,054	0,061	0,065	0,069	0,072	0,074	0,077	0,079	0,081	0,083
	0,50	0,040	0,053	0,063	0,066	0,071	0,074	0,076	0,078	0,080	0,082	0,083
β	0,10	0,112	0,107	0,101	0,097	0,094	0,091	0,089	0,087	0,086	0,084	0,083
	0,20	0,122	0,108	0,101	0,097	0,094	0,092	0,090	0,088	0,086	0,085	0,083
	0,30	0,149	0,117	0,104	0,098	0,094	0,092	0,090	0,088	0,086	0,085	0,083
	0,40	0,182	0,137	0,113	0,103	0,097	0,093	0,090	0,088	0,086	0,085	0,083
	0,50	0,201	0,156	0,125	0,111	0,102	0,097	0,093	0,090	0,087	0,085	0,083
γ	0,10	0,412	0,427	0,444	0,457	0,467	0,476	0,482	0,488	0,492	0,497	0,500
	0,20	0,413	0,434	0,448	0,458	0,466	0,474	0,480	0,486	0,491	0,496	0,500
	0,30	0,393	0,432	0,452	0,462	0,470	0,477	0,482	0,487	0,492	0,496	0,500
	0,40	0,362	0,417	0,449	0,463	0,472	0,479	0,484	0,489	0,493	0,497	0,500
	0,50	0,340	0,397	0,438	0,457	0,469	0,477	0,484	0,489	0,493	0,497	0,500

Valorile obţinute pentru eforturile din stîlpi (*M*, *N*, *Q*) se concentrează într-un tablou, calculîndu-se eforturile maxime în secţiunile stîlpilor pentru combinaţiile cele mai defavorabile ale sarcinilor exterioare.

b) Calculul la acţiunea sarcinilor verticale aplicate direct pe grinda cu zăbrele

Aşa cum am arătat mai înainte, la calculul cadrelor transversale avînd rigla grindă cu zăbrele, la acţiunea sarcinilor verticale aplicate direct pe grinda cu zăbrele nu se pot neglija deformaţiile elastice ale grinzii, în caz contrar producîndu-se erori apreciabile în determinarea valorilor eforturilor de calcul din stîlpi.

Se constată o creştere însemnată a momentelor încovoietoare în nodurile cadrului pentru raportul dintre momentul de inerţie al grinzii şi momentul de inerţie al părţii inferioare a stîlpului egal cu 3—4 sau mai puţin.

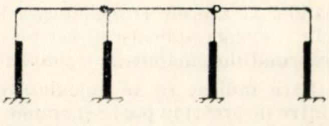
Numai în cazul unor valori mai mari de 8 se poate neglija influenţa proprietăţilor elastice ale grinzii cu zăbrele în calculul cadrului la sarcinile verticale aplicate direct pe grindă.

La cadrele cu mai multe deschideri şi cu aceeaşi înălţime, momentele pe reazem, la îmbinările grinzii cu stîlpii, au uneori valori mari, conducînd la secţiuni mari ale elementelor grinzii şi mai ales la îmbinări puternice ale grinzii cu stîlpii. Apariţia reală a acestor momente la construcţiile metalice este pusă la îndoială de unii autori [3], datorită rigidităţii insuficiente a îmbinării dintre grindă şi stîlpi.

De aceea se consideră indicat ca la calculul cadrului cu mai multe deschideri, la încărcarea verticală aplicată direct pe grindă, să se presupună existenţa unor articulaţii la îmbinările dintre grindă şi stîlpi de o parte sau de alta a îmbinării grinzii cu stîlpii intermediari, în funcţie de schema grinzii cadrului transversal.

În figura 3 este arătată poziţia articulaţiilor pentru un cadru cu trei deschideri. În acest fel se obţine pentru deschiderea centrală un cadru în formă de ⊓ cu îmbinările rigide între grindă şi stîlpi, iar pentru deschiderile laterale cîte un cadru în formă de ┌ avînd rigla articulată la stîlpii interiori ai halei.

Fig. 3



Îmbinarea articulată a grinzii cu stîlpii se poate realiza după cum recomandă unii autori [3] pentru construcţiile metalice, prin executarea unei îmbinări mai uşoare a tălpii superioare a grinzii cu stîlpul, luînd de exemplu guseele de rezemare a grinzilor cu zăbrele sudate, de cel mult 10—12 mm grosime etc.

Executarea unor astfel de îmbinări permite totuşi considerarea tuturor îmbinărilor dintre grindă şi stîlpi ca rigide la acţiunea sarcinilor orizontale, avîndu-se în vedere că aceste îmbinări de tip uşor sînt suficiente pentru preluarea momentelor încovoietoare, de obicei mici, care apar în nodurile superioare ale cadrului din cauza sarcinilor orizontale.

Pentru un calcul direct al cadrelor de forma ⊓ şi ┌ se pot folosi formulele date de [5].

c) Calculul la solicitările date de variaţia de temperatură

La cadrele cu mai multe deschideri se face verificarea eforturilor din stîlpi datorită veriaţiei de temperatură, avîndu-se în vedere că rigiditatea stîlpilor în planul cadrului este importantă.

Pe de altă parte, din considerente de ordin constructiv, amenajarea rosturilor longitudinale de dilatare, la construcţiile metalice, nu este întotdeauna posibilă sau indicată.

La determinarea eforturilor care se nasc în elementele cadrelor datorită variaţiei de temperatură, se pot neglija deformaţiile elastice ale grinzii cadrului.

În cazul variaţiei de temperatură, variaţiile de lungime au mărimea $\Delta l_{jk} = \alpha \cdot t^\circ\, l_{jk}$ şi conduc la deplasarea nodurilor. Datorită legăturilor suplimentare, în sistemul de bază apar forţe axiale care produc o deformare elastică a barelor, astfel că în realitate variaţia de lungime se corectează. Pentru simplificare se admite aproximaţia de a considera că lungimea barelor variază liber sub acţiunea temperaturii. Determinarea poziţiei în care se deplasează nodurile poate fi deci făcută pe schema articulată în noduri a cadrului, cînd lungimile barelor variază cu Δl_{jk}.

În cazul cadrelor cu un nivel ecuaţia de condiţie va fi :

$$\Delta_t \cdot r_{11} + R_{1t} = 0$$

în care r_{11} are aceeaşi semnificaţie ca în cazul încărcării cu sarcini, iar termenul liber R_{1t} este analog termenului R_{10} din cazul încărcării cu sarcini.

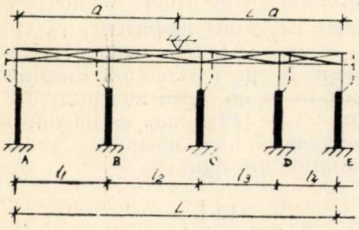


Fig. 4

În cazul unui cadru cu mai multe deschideri inegale l_1, l_2, l_3 etc. (fig. 4) trebuie să se determine mai întîi poziţia punctului care rămîne fix după dilatarea sau scurtarea grinzilor la variaţia de temperatură.

$$\begin{aligned} \Delta_A &= -\alpha \cdot t \,.\, a \\ \Delta_B &= -\alpha \cdot t\,(a - l_1) \\ \Delta_C &= +\alpha \cdot t\,(L - a - l_3 - l_4) \\ \Delta_D &= +\alpha \cdot t\,(L - a - l_4) \\ \Delta_E &= +\alpha \cdot t\,(L - a) \end{aligned} \qquad (4)$$

$\alpha = 0{,}000012$; t = diferenţa de temperatură.

Ecuaţia de echilibru în acest caz va fi :

$$\begin{aligned} &-\alpha \cdot t \cdot a\, X_{\Delta A} - \alpha \cdot t\,(a - l_1)\, X_{\Delta B} + \alpha \,\cdot \\ &\cdot\, t\,(L - a - l_3 - l_4)\, X_{\Delta C} + \alpha \cdot t\,(L - a - l_4)\, X_{\Delta D} + \\ &+ \alpha \cdot t\,(L - a)\, X_{\Delta E} = 0 \end{aligned} \qquad (5)$$

în care $X_{\Delta A}$, $X_{\Delta B}$ etc. sînt reacţiile orizontale ale împingerilor elastice ale stîlpilor la o deplasare unitară ($\Delta = 1$) a capetelor superioare ale stîlpilor. Aceste valori se stabilesc pentru fiecare stîlp în parte cu ajutorul tabelei 1.

Rezultă :

$$a = \frac{l_1\,(X_{\Delta B} + X_{\Delta C} + X_{\Delta D} + X_{\Delta E}) + l_2(X_{\Delta C} + X_{\Delta D} + X_{\Delta E}) + l_3\,(X_{\Delta D} + X_{\Delta E}) + l_4\; X_{\Delta E}}{X_{\Delta A} + X_{\Delta B} + X_{\Delta C} + X_{\Delta D} + X_{\Delta E}}\,. \qquad (6)$$

În cazul unor stîlpi identici :

$$a = \frac{l_1\,(m-1) + l_2\,(m-2) + l_3\,(m-3) + \ldots}{m} \qquad (7)$$

în care m este numărul de stîlpi.

După stabilirea distanţei a, se poate găsi valoarea Δ_t a deplasării reale a capului fiecărui stîlp la deformaţiile grinzii cadrului, datorită variaţiei de temperatură :

$$\Delta_t = \alpha \cdot t \cdot a_t \qquad (8)$$

în care a_t este distanţa de la punctul fix al grinzii cadrului pînă la stîlpul considerat.

Cunoscînd deplasarea Δ_t, se poate determina mărimea momentelor încovoietare la capătul şi baza stîlpului, care apar în urma deplasărilor datorite variaţiei de temperatură.

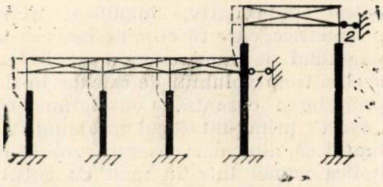


Fig. 5

Dacă stîlpii cadrului transversal au înălţimi diferite (fig.5), deplasările stîlpilor datorite variaţiilor de temperatură se determină în felul următor :

— Se găsesc deplasările capetelor stîlpilor datorite variaţiei de temperatură, în sistemul de bază.

Pe baza acestor deplasări se stabilesc reacţiile barelor 1 şi 2 din sistemul de bază.

— Se determină , pe cale obişnuită, deplasările datorite acestor reacţii ale barelor 1 şi 2 în direcţia acestor bare.

Valorile de calcul ale deplasărilor capetelor stîlpilor se obţin prin suprapunerea deformaţiilor găsite.

Bibliografie

[1] Mazilu P. C. : *Statica construcţiilor*. Vol. II. Bucureşti, Editura Tehnică, 1959.
[2] Popescu V. : *Construcţii metalice industriale*. Ediţia a II-a Bucureşti, Editura Tehnică 1967
[3] Streleţki N. N., Gheniev A. N. ş.a. : *Construcţii metalice*. Ediţia a II-a Vol. II. Bucureşti, Editura Tehnică 1955
[4] Fluture Em., Otescu I., Cristea P. : *Îndreptar pentru construcţii metalice*, Bucureşti, Ed. Tehnică 1964
[5] Uliţki I I. ş.a. : *Jelezobetonie construcţii*, Kiev 1959
[6] Gheorghiu A. A. : *Statica construcţiilor – structuri static nedeterminate* Vol. II. Bucureşti, Ed. Tehnică, 1965

Calculul simplificat al diafragmelor cu goluri nesimetrice la sarcini orizontale

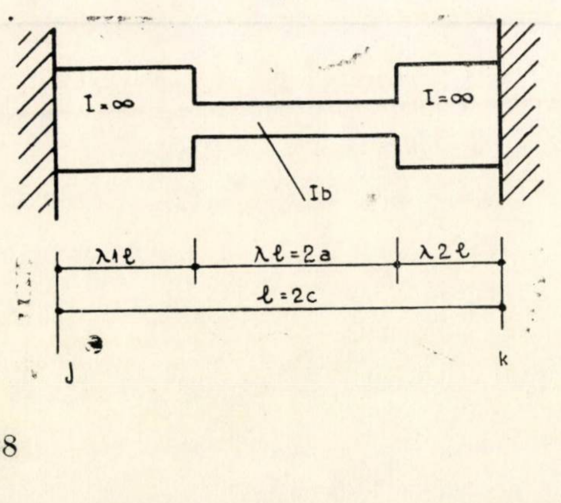
Ing. E. Keintzel
D.S.A.P.C. – Braşov

Metodele simplificate pentru calculul diafragmelor cu goluri la sarcini orizontale introduc o serie de aproximaţii, care limitează domeniul lor de aplicabilitate. Una dintre aceste aproximaţii ([2], [3],[4], [14], [15] [16]) este ipoteza că punctele de moment nul ale buiandrugilor se află la mijlocul deschiderii acestora, echivalentă cu ipoteza că rotirile nodurilor situate la acelaşi nivel sînt identice. Folosirea acestei ipoteze, adevărată în mod riguros numai în cazul diafragmelor simetrice cu un şir vertical de goluri şi al diafragmelor cu mai multe şiruri verticale de goluri, caracterizate prin anumite rapoarte de rigidităţi (analoge „cadrelor proporţionate" folosite de Csonka [6]), poate să introducă însă erori apreciabile în cazul diafragmelor ce se abat puternic de la aceste condiţii. De aceea, în ultimul timp, s-au elaborat unele metode mult mai exacte pentru calculul diafragmelor cu goluri nesimetrice, care nu mai folosesc ipoteza amintită ([7], [8]). Aceste metode se caracterizează însă printr-un volum de calcule mare. În cele ce urmează vom încerca să arătăm cum se poate efectua un calcul aproximativ, simplificat, al diafragmelor cu goluri nesimetrice, care să elimine ipoteza amintită asupra poziţiei punctului de moment nul al buiandrugului, păstrînd în acelaşi timp volumul de calcule în limite acceptabile pentru proiectarea curentă. Considerăm că înlocuirea calculului „exact" printr-un calcul aproximativ este justificată şi prin faptul că, din cauza fisurării, rigidităţile elementelor se pot indica numai într-un mod cu totul aproximativ, „exactitatea" mai mare a metodelor mai riguroase din punct de vedere matematic devenind practic iluzorie.

Astfel în ([3], [5]) se recomandă reducerea rigidităţii buiandrugilor la o valoare medie de circa 1/4 din valoarea ei teoretică, iar în [17] se arată că în realitate această valoare variază atît pe înălţimea diafragmei cît şi cu treapta de încărcare: rigiditatea buiandrugilor, raportată la rigiditatea elementelor verticale, creşte substanţial de la vîrful diafragmei, unde elementele verticale sînt mai puţin fisurate, către baza ei, unde aceste elemente sînt mai puternic fisurate; de asemenea această rigiditate creşte substanţial cu treapta de încărcare, adică cu gradul de fisurare a elementelor verticale.

După cum se arată în [1], calculul diafragmelor cu goluri, în ipoteza că punctele de moment nul ale buiandrugilor se află la mijlocul deschiderii acestora, este echivalent cu un calcul de cadru prin distorsiuni pe un cadru înlocuitor, avînd un singur stîlp şi cîte o riglă la nivelul fiecărui etaj, calcul în care se ţine seamă de faptul că, în cazul diafragmelor, atît influenţa lăţimii stîlpilor asupra rigidităţii riglelor, cît şi influenţa deformaţiilor axiale ale stîlpilor [12] nu se mai pot neglija.

Fig. 1



Apare normal ca analogia dintre calculul diafragmelor cu goluri simetrice şi calculul cadrelor prin distorsiuni să fie extinsă şi asupra calculului structurilor nesimetrice.

Pentru aceasta, diafragmele cu goluri nesimetrice se vor calcula mai întîi prin una dintre metodele analoge calculului cadrelor prin distorsiuni, fie pe o structură continuă ([2], [3], [4], [14], [15], [16]), fie pe un cadru înlocuitor discontinuu, aplicînd procedeul dat în [12], unde se introduce pentru rigiditatea la distorsiune a unui buiandrug, redus la un capăt de bară, cu notaţiile din figura 1,

$$6\, i_r' = 2 \times 6\, i_r = \frac{12\, I_b}{\lambda^3\, l} \qquad \text{(a)}$$

şi pentru secţiunea stîlpului cadrului înlocuitor $A = 4\, A_1 A_2/(A_1 + A_2)$, în cazul unei diafragme nesimetrice cu o singură deschidere, respectiv $A = 4\, A_1$ în cazul unei diafragme simetrice cu două deschideri, A_1 fiind secţiunea stîlpului marginal, şi unde se repartizează momentele calculate pe stîlpul înlocuitor la stîlpii reali proporţional cu rigidităţile acestora (etapa I).

Notînd cu L_i, L_j, L_k forţa tăietoare în rigla i, j, k, ecuaţia (6) din [12], scrisă pentru cadrul înlocuitor, va căpăta forma

$$- L_i + \left[2 + \frac{6\, i_r'}{i_s}\left(1 + \frac{I_s}{c^2 A}\right)\right] L_j - L_k = \frac{3\, i_r'}{i_s\, c}\, \overline{M}_j\,. \qquad (1)$$

Dacă se mai notează

$$A = \frac{2\, S}{c},\ I_s = I_1 + I_2,\ I = I_s + 2c\, S, \text{ ([10] p. 309)}$$

$$\frac{6\, i_r'}{i_s}\left(1 + \frac{I_s}{c^2 A}\right) = \frac{12 I_b}{2\, c}\left(\frac{c}{a}\right)^3 \frac{h}{I_1 + I_2}\left(1 + \frac{I_1 + I_2}{2c\, S}\right)$$

$$= h^2\, \frac{3\, I_b}{a^3}\, \frac{c}{I_1 + I_2}\, \frac{I}{Sh} = h^2\, \omega^2$$

$$\frac{3\, i_r'}{i_s c} = \frac{6\, I_b}{2\, c}\left(\frac{c}{a}\right)^3 \frac{h}{(I_1 + I_2)\, c} = \frac{3\, I_b}{a^3}\, \frac{c}{I_1 + I_2}\, h = \omega^2\, \frac{Sh}{I}\, h,$$

I_1, I_2 reprezentînd momentele de inerţie ale celor două elemente verticale ale diafragmei, ecuaţia (1) devine

$$L_i - (2 + h^2\, \omega^2)\, L_j + L_k = - \omega^2\, \frac{Sh}{I}\, h\, \overline{M}_j. \qquad (1')$$

Se observă că dacă se trece de la structura discontinuă la o structură continuă, înlocuind $\overline{M}_j$ prin Qh şi $L_i - 2L_j + L_k$ prin $h^2\, L''$, ecuaţia (1') ia forma

$$L'' - \omega^2\, L = - \omega^2\, \frac{S\, h}{I}\, Q,$$

cunoscută din ([2], [10] p. 309).

În cazul calculului pe o structură discontinuă, sistemul de ecuaţii rezultat se rezolvă în mod avantajos prin procedeul Sosis ([9] p. 209, [13] p. 475), rezolvarea iterativă fiind foarte slab convergentă din cauza rigidităţii mari a stîlpilor. În această etapă se vor determina şi momentele faţă de nodurile teoretice ale structurii.

În cazul unor diafragme nesimetrice (mai general: în cazul unor structuri ce nu sînt „proporționale" în sensul folosit de Csonka), momentele din jurul unui nod, calculate în etapa I, nu vor fi în echilibru. Ar urma a se efectua în continuare un calcul iterativ de cadru, constînd din echilibrări de noduri (Cross) și din echilibrări de etaje (von Haller-Kranl, [9] p. 653, [13] p. 691); acestea din urmă devin necesare prin faptul că prin echilibrarea nodurilor se introduc momente pe stîlpi, ce dezechilibrează etajele (etapa II) *). Riglele de cadru avînd secțiune variabilă, rigiditatea lor putîndu-se considera infinită pe porțiunea dintre nodul teoretic și marginea golului (fig. 1), se vor calcula coeficienții c', c'', c după relațiile din [13] p. 747

$$\begin{aligned} c' &= \lambda\,[\lambda^2 + 3\,\lambda_2(1 - \lambda_1)] \\ c'' &= \lambda\,[\lambda^2 + 3\,\lambda_1(1 - \lambda_2)] \qquad (2) \\ c &= \lambda\,(3\lambda - 2\,\lambda^2 + 6\,\lambda_1\,\lambda_2), \end{aligned}$$

rigiditățile practice ale capetelor de bară ρ și coeficienții de transmitere ai momentelor μ fiind după [9] p. 501 sau [13] p. 743

$$\rho_{jk} = \frac{3\,c''}{4c'c'' - c^2}\,\frac{I_b}{l} = \frac{c''}{\lambda^4}\,\frac{I_t}{l}$$

$$\rho_{kj} = \frac{3\,c'}{4\,c'c'' - c^2}\,\frac{I_b}{l} = \frac{c'}{\lambda^4}\,\frac{I_b}{l} \qquad (3)$$

$$\mu_{jk} = \frac{c}{2c''}$$

$$\mu_{kj} = \frac{c}{2\,c'}.$$

Remarcăm că dacă se imprimă celor două capete de bară rotiri egale, caz considerat în etapa I, suma rigidităților celor două capete de bară la această deplasare este

$$4\,[\rho_{jk}(1 + \mu_{jk}) + \rho_{kj}(1 + \mu_{kj})] = \frac{12\,I_b}{\lambda^3\,l},$$

deci se regăsește și pentru cazul general al diafragmei nesimetrice relația (a), dedusă în [1] în mod elementar pentru diafragma simetrică.

Influența deformațiilor locale ale încastrării buiandrugilor în elementele verticale se poate lua în considerare, introducînd în calcule o valoare sporită pentru 2a. În [19] se studiază această problemă, considerînd buiandrugul încastrat într-un semiplan elastic. Rezultatele din [19], stabilite pentru cazul în care buiandrugul are același modul de elasticitate ca și elementul vertical, se pot generaliza ușor și pentru cazul în care modulii de elasticitate diferă. Egalînd pentru acest caz săgeata totală a unei console, avînd lungimea a, înălțimea d și modulul de elasticitate E_b, încărcată cu o forță concentrată aplicată la capăt și încastrată într-un semiplan elastic, avînd modulul de elasticitate longitudinal E, respectiv transversal G și coeficientul lui Poisson $1/m$ cu săgeata din încovoierea unei console ce se deosebește de prima prin faptul că are lungimea βa și este perfect încastrată la capăt, se obține ecuația

$$\frac{4a^3}{E_b d^3} + \frac{1}{Ed^2}\left[\frac{12}{\pi}\,a^2 + \left(1 - \frac{1}{m}\right) da + \frac{Ed^2}{G\,\pi}\right] = \frac{4\,\beta^3\,a^3}{E_b\,d^3}.$$

Rezultă

$$\beta = \sqrt[3]{1 + 0{,}25\,\frac{E_b}{E}\,\frac{d}{a}\left[\frac{12}{\pi} + \left(1 - \frac{1}{m}\right)\frac{d}{a} + \frac{E}{G\pi}\left(\frac{d}{a}\right)^2\right]}. \qquad (4)$$

Această formulă se poate aplica de exemplu la calculul diafragmelor de beton armat, introducînd pentru elementele verticale și pentru buiandrugii mult mai puternic fisurați moduli de elasticitate diferiți, sau la calculul diafragmelor din zidărie cu buiandrugi din beton armat. Pe de altă parte, dacă se cunoaște o valoare β_e, determinată experimental, din relația

$$\frac{\beta^3}{E_b} = \frac{\beta_e^3}{E},$$

se poate determina o valoare convențională a raportului E_t/E. Caracterul convențional al acestei valori rezultă din faptul că, la calculul ei, deformațiile locale din dreptul încastrării buiandrugului în elementul vertical s-au presupus perfect elastice. Introducînd valoarea $\beta_e^3 = 4$, obținută în [5], pentru o diafragmă din beton armat cu $d/a = 19/25$, rezultă $E_b/E = 1/3$.

În afară de faptul că în cazul diafragmelor cu goluri atît influența lățimii stîlpilor asupra rigidității riglelor, cît și influența deformațiilor axiale ale stîlpilor nu se pot neglija mai apare aici, ca o a treia deosebire principială față de calculul cadrelor, și faptul că deformațiile stîlpilor din forță tăietoare nu se pot neglija în comparație cu deformațiile din moment.

Această deosebire nu apare în cadrul etapei I, deoarece distorsiunile introduc în stîlpi numai solicitări de încovoiere pură. În etapa a II-a se vor introduce însă rigidități și coeficienți de transmitere, la calculul cărora se ține seamă și de deformațiile produse de forța tăietoare. Un calcul prin metoda Cross, care ține seamă și de aceste deformații, a fost prezentat pentru prima oară, sub o formă foarte generală, în [18]. Pentru cele ce urmează vom folosi expresiile date în [20] pentru coeficientul de transmitere al momentului μ, pentru rigiditatea practică la rotire de nod ρ și pentru rigiditatea practică la rotire de bară $\bar{\rho}$. Notînd

$$\nu = \frac{6EIk}{GA\,l^2} = \frac{6\,Ek}{G}\,\frac{r^2}{l^2}, \qquad (5)$$

unde AG/k reprezintă rigiditatea barei la forță tăietoare, l lungimea barei și r raza ei de girație, aceste expresii sînt:

$$\mu = \frac{1 - \nu}{2 + \nu} \qquad (6)$$

$$\rho = \frac{I}{l}\,\frac{2 + \nu}{2\,(1 + 2\nu)} \qquad (7)$$

pentru bara încastrată la capătul opus,

$$\rho = \frac{I}{l}\,\frac{3}{(2 + \nu)} \qquad (8)$$

pentru bara articulată la capătul opus,

$$\bar{\rho} = \frac{I}{l}\,\frac{3}{2\,(1 + 2\,\nu)} \qquad (9)$$

pentru bara încastrată la ambele capete,

$$\bar{\rho} = \frac{I}{l}\,\frac{3}{2\,(2 + \nu)} \qquad (10)$$

pentru bara articulată la un capăt și încastrată la celălalt capăt.

Pentru rigiditatea practică a unei bare, ale cărei capete se rotesc simetric, respectiv antisimetric, se folosesc expresiile din [9] p. 514

$$\rho^s = \rho\,(1 - \mu) = \frac{1}{2}\,\frac{I}{l}, \qquad (11)$$

$$\rho^a = \rho(1 + \mu) = \frac{I}{l}\,\frac{3}{2(1 + 2\,\nu)}. \qquad (12)$$

Atragem atenția asupra faptului că în cazul considerării deformațiilor din forță tăietoare, prin „rotirea capătului de bară", se înțelege rotirea secțiunii, care nu este identică în acest caz cu rotirea tangentei la deformată ([9] p. 125—126).

---

*) O deosebire principială între cele două etape constă în faptul că etapa I stabilește comportarea în ansamblu a diafragmei, indicînd comportarea locală a fiecărui element situat la un anumit nivel numai în mod aproximativ, această comportare locală fiind precizată prin etapa a II-a. Deformațiile axiale ale elementelor verticale corespunzînd lucrului în ansamblu al diafragmei, influența lor se va lua în considerare numai în cadrul etapei I.

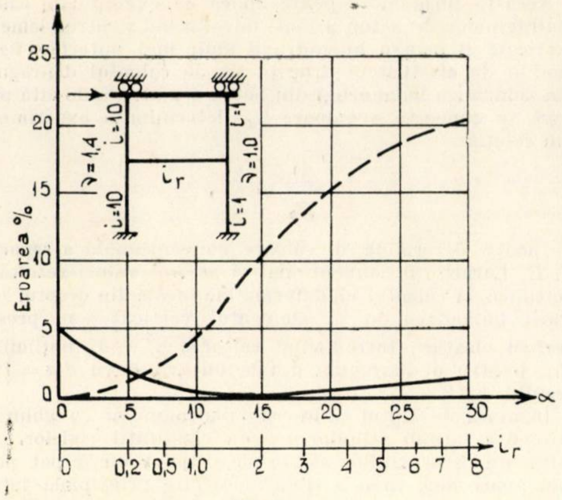


Fig. 2

De asemenea se atrage atenţia asupra faptului că în acest caz momentele, calculate în etapa I pe stîlpul cadrului înlocuitor, nu se mai pot repartiza direct la stîlpii cadrului real; momentele iniţiale pe stîlpul cadrului înlocuitor, corespunzînd încastrării perfecte a stîlpului în rigle, se vor repartiza în raportul rigidităţii $\bar{\rho}$ al stîlpilor cadrului real, iar momentele din distorsiuni, corespunzînd încovoierii pure a stîlpilor, se vor repartiza în raportul valorilor I/l ale acestora.

Aplicarea practică a procedeului de calcul, descris aici, ar fi însă totuşi foarte greoaie, din cauza convergenţei extrem de lente a procedeului von Haller — Kranl, în cazul elementelor verticale foarte rigide ce caracterizează diafragmele. Convergenţa iteraţiei se mai poate îmbunătăţi prin introducerea distorsiunilor şi în cadrul etapei a II-a în afară de echilibrările de noduri şi de etaje ([13], p. 700).

În multe cazuri, calculul se poate simplifica însă şi mai mult, prin reducerea etapei a II-a la echilibrări de noduri şi neglijarea echilibrărilor de etaje. Pentru a stabili domeniul în care acest procedeu nu introduce erori prea mari, s-au calculat erorile ce apar la determinarea forţei tăietoare de nivel din suma momentelor pe stîlpi la calculul numai prin distorsiuni şi prin echilibrări de noduri a unor cadre pronunţat nesimetrice (raportul momentelor de inerţie ale celor doi stîlpi fiind 1 : 10), avînd diferite rigidităţi ale riglelor. Rezultatele obţinute pentru o porţiune din cadru, cuprinzînd două niveluri, s-au reprezentat în figura 2, atît în funcţie de rigiditatea riglei cît şi în funcţie de coeficientul de monolitism α, ce se exprimă după [2] pentru cazul cadrelor, în funcţie de numărul de niveluri n şi de raportul între rigiditatea riglei şi a stîlpului cadrului înlocuitor prin relaţia

$$\alpha = n\sqrt{6\,\frac{i_r}{i_s}},$$

în care s-a introdus $n = 10$.

Curba reprezentată cu linie întreruptă corespunde unui calcul ce neglijează deformaţiile produse de forţa tăietoare, iar curba reprezentată cu linie plină unui calcul ce ia în consideraţie şi aceste deformaţii. Reducerea rigidităţii la rotirea barei, datorită deformaţiilor din forţă tăietoare fiind mai pronunţată în cazul stîlpului mai rigid (cu raza de giraţie mai mare), deformaţiile din forţa tăietoare reduc efectul nesimetriei diafragmei şi ca atare şi erorile introduse prin reducerea etapei a II-a la echilibrări de noduri.

După cum se vede din figura 2, pentru diafragmele cu goluri mijlocii ($\alpha < 10$), pentru care este stabilită şi metoda Albigès-Goulet, erorile introduse prin neglijarea echilibrărilor de etaje sînt foarte mici. Rezultă că aceste structuri pot fi calculate în bune condiţii, completînd calculul din etapa I doar cu un calcul prin echilibrări de noduri.

Exemplul de calcul

Se consideră diafragma cu goluri, tratată în exemplul de calcul nr. 1 din [11] (fig. 3), avînd 16 niveluri de înălţimea $h = 3{,}0$ m ($H = 48{,}0$ m), pentru care s-a găsit, folosind notaţiile din [10], p. 307,

$$\begin{aligned}
I_1 &= 2{,}580\ \text{m}^4,\ A_1 = 0{,}975\ \text{m}^2,\ k_1 = 1{,}5\\
I_2 &= 1{,}222\ \text{m}^4,\ A_2 = 0{,}795\ \text{m}^2,\ k_2 = 1{,}6\\
S &= 2{,}920\ \text{m}^3\\
I &= 23{,}3\ \text{m}^4\\
I_b &= 0{,}00156\ \text{m}^4\\
A_b &= 0{,}075\ \text{m}^2\\
\alpha &= 4.
\end{aligned}$$

În exemplul de calcul din [11] s-a arătat că în cazul unei distribuţii triunghiulare a sarcinii orizontale, avînd valoarea totală $T_0 = 11{,}0$ t, lunecarea preluată de buiandrugul cel mai solicitat este $L = 2{,}40$ t, acest buiandrug fiind situat la cota $\xi = X/H = 0{,}44$. Se cere să se calculeze momentele din dreptul buiandrugului considerat, ţinînd seamă de nesimetria diafragmei.

Aplicînd relaţiile (2), (3), (4) şi punînd $E_b/E = 1/3$, se găseşte pentru buiandrug:

$$\beta = \sqrt[3]{1 + 0{,}25\,\frac{1}{3}\,\frac{0{,}5}{0{,}6}\left[\frac{12}{\pi} + 0{,}83\frac{0{,}5}{0{,}6} + \frac{2{,}5}{\pi}\left(\frac{0{,}5}{0{,}6}\right)^2\right]} = 1{,}10$$

$$2a\,\beta = 1{,}32$$

$$\lambda_1 = 0{,}450,\ \lambda = 0{,}198,\ \lambda_2 = 0{,}352$$

$$c' = 0{,}122,\ c'' = 0{,}181,\ c = 0{,}290$$

$$\rho_{12} = \frac{1}{3} \times \frac{0{,}181}{0{,}198^4} \times \frac{0{,}00156}{6{,}68} = 0{,}009$$

$$\rho_{21} = \frac{1}{3}\ \frac{0{,}122}{0{,}198^4} \times \frac{0{,}00156}{6{,}68} = 0{,}006$$

$$\mu_{12} = \frac{0{,}290}{2 \times 0{,}181} = 0{,}80$$

$$\mu_{21} = \frac{0{,}290}{2 \times 0{,}122} = 1{,}19.$$

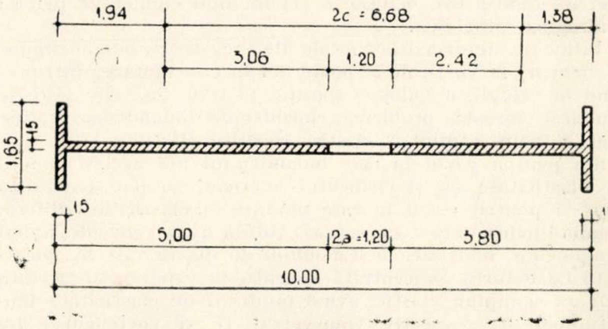


Fig. 3

Introducînd în expresia (5) $G = 0{,}4E$, se găseşte pentru elementele verticale

$$\nu_1 = \frac{6\,E \times 2{,}580 \times 1{,}5}{0{,}4\,E \times 0{,}975 \times 3{,}0^2} = 6{,}6$$

$$\nu_2 = \frac{6E \times 1{,}222 \times 1{,}6}{0{,}4\,E \times 0{,}795 \times 3{,}0^2} = 4{,}1,$$

iar din aplicarea relaţiilor (6), (7), (9), rezultă

$$\begin{aligned}
\mu_1 &= -\,0{,}651 & \mu_2 &= -\,0{,}509\\
\rho_1 &= 0{,}261 & \rho_2 &= 0{,}135\\
\bar{\rho}_1 &= 0{,}0910 & \bar{\rho}_2 &= 0{,}0663.
\end{aligned}$$

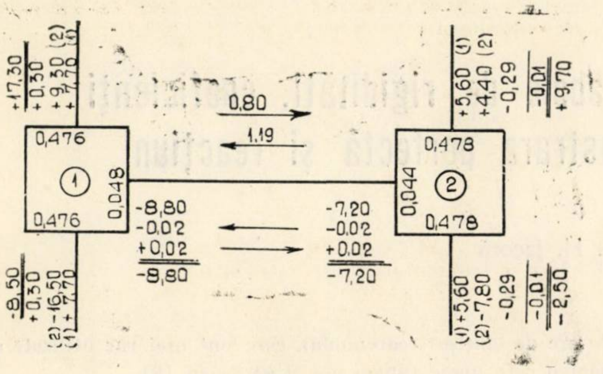


Fig. 4

Pentru a putea considera în calcul numai cele două noduri de la capetele buiandrugului considerat, se presupune în mod aproximativ că nodurile vecine, situate deasupra și dedesubtul acestor noduri, au în etapa a II-a rotiri identice cu cele ale nodurilor considerate. În acest caz nu se vor face transmiteri de momente în lungul stîlpilor, dacă se introduce pentru rigiditățile lor în loc de ρ, conform relației (12), $\rho^a = \bar{\rho}$.

Pe baza acestor rigidități s-au obținut factorii de distribuție trecuți în figura 4.

Momentul pe stîlpul cadrului înlocuitor în punctul considerat se obține, folosind expresiile și graficele din [15]:

$$M = T_0 H \left[\frac{1}{3} (2 - 3\xi + \xi^3) - \frac{2cS}{I} \psi(\alpha, \xi) \right] =$$

$$= 11{,}0 \times 48 \left[\frac{1}{3} (2 - 3 \times 0{,}44 + 0{,}44^3) - \frac{6{,}68 \times 2{,}92}{23{,}3} \times 0{,}26 \right] = 19{,}0 \text{ tm}.$$

Momentul concentrat, transmis de buiandrug, este $M_b = 2{,}40 \times 6{,}68 = 16{,}0$ tm.

Momentul pe stîlpul înlocuitor, deasupra, respectiv dedesubtul buiandrugului, va fi ca atare în mod aproximativ

$$M_s = 19{,}0 + 0{,}5 \times 16{,}0 = 27{,}0 \text{ tm}$$
$$M_i = -19{,}0 + 0{,}5 \times 16{,}0 = -11{,}0 \text{ tm}.$$

Forța tăietoare în punctul $\xi = 0{,}44$ fiind

$$T = T_0 (1 - \xi^2) = 8{,}87 \text{ t},$$

momentul inițial pe stîlpul cadrului înlocuitor este

$$\overline{M} = 0{,}5 \times 8{,}87 \times 3{,}0 = 13{,}3 \text{ tm}.$$

Momentele, corespunzînd distorsiunilor, vor fi ca atare

$$M_s^1 = 27{,}0 - 13{,}3 = 13{,}7 \text{ tm}$$
$$M_i^1 = -11{,}0 - 13{,}3 = -24{,}3 \text{ tm}.$$

Distribuind momentele $\overline{M}$ la stîlpi în raportul valorilor ρ, se găsesc momentele inițiale pe stîlpii din figura 4, însemnate cu (1); distribuind momentele $M_{s,i}^1$ în raportul valorilor I/l, se găsesc momentele inițiale pe stîlpi însemnate cu (2).

Momentele inițiale pe riglă sînt

$$M_1 = 2{,}40\,(0{,}60 + 3{,}06) = 8{,}8 \text{ tm},$$
$$M_2 = 2{,}40\,(0{,}60 + 2{,}42) = 7{,}2 \text{ tm}.$$

Echilibrînd mai întîi nodul 2 și apoi nodul 1, se găsesc momentele finale din figura 4.

Se observă că, din cauza rigidității mici a buiandrugului, influența nesimetriei asupra momentelor este foarte mică.

Bibliografie

[1] Agent R.: *Calculul diafragmelor cu goluri după metoda Albigès — Goulet este un calcul de diafragmă sau un calcul de cadru etajat?* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 6/1965.

[2] Albigès M., Goulet J.: *Contreventement des bâtiments.* Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publiques, 5, 1960

[3] Arcan M.: *O metodă de calcul al diafragmelor cu un șir de goluri.* Studii și cercetări de mecanică aplicată nr. 2/1962.

[4] Beck H.: *Ein Beitrag zur Berücksichtigung der Dehnungsverformungen bei Rahmen mit schlanken und gedrungenen Konstruktionsgliedern.* Die Bautechnik 5/1959.

[5] Brânzan I.: *Unele cercetări experimentale privind realizarea îmbinărilor la diafragmele antiseismice ale clădirilor din panouri mari.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 11/1962.

[6] Csonka P.: *Über proportionierte Rahmen.* Die Bautechnik, 1/1956.

[7] Florian V.: *Contribuții privind calculul diafragmelor cu goluri, al diafragmelor cuplate și al cadrelor diafragme.* Studii și cercetări de mecanică aplicată nr. 6/1965; nr. 1/1966.

[8] Florian V.: *Calculul la forțe orizontale al pereților cu un șir de goluri în poziție pronunțat disimetrică.* Studii și cercetări de mecanică aplicată, nr. 1/1967.

[9] Gheorghiu A.: *Statica construcțiilor II.* București, Ed. Tehnică, 1965.

[10] Hangan M.: *Construcții de beton armat.* București, Ed. Tehnică, 1963.

[11] Keintzel E.: *Determinarea aproximativă a forțelor seismice la construcții înalte cu diafragme.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții nr. 6/1965.

[12] Keintzel E.: *Calculul cadrelor etajate simetrice cu o singură deschidere cu stîlpi axial deformabili la forțe orizontale.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 1/1967.

[13] Mazilu P.: *Statica construcțiilor II.* București, Ed. Tehnică, 1959.

[14] Mateescu D., Anastasescu D., Gădeanu L.: *Calculul timpanelor rigide cu un șir de goluri.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 2/1962.

[15] Mîrșu O., Vuc L.: *Metode de calcul al diafragmelor la acțiuni seismice.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 6/1963.

[16] Rosman R.: *Beitrag zur statischen Berechnung waagerecht belasteter Querwände bei Hochbauten.* Der Bauingenieur 4/1960; 1/1962.

[17] Brânzan I.: *Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un șir de goluri rectangulare.* (în manuscris).

[18] Floris A.: *Verallgemeinertes Momentenausgleichsverfahren.* Beton und Eisen, Heft 10, 1939.

[19] Lupaș A.: *Calculul structurilor multietajate cu conlucrare spațială la sarcini orizontale.* Proiect IPCT nr. 4203, București, 1966.

[20] Resinger F.: *Der Momentenausgleich nach Cross bei Berücksichtigung der Schubverformung.* Der Bauingenieur 7/1959

Rigle de cadru curbe şi frînte, tabele de rigidităţi, coeficienţi de transmitere, momente de încastrare perfectă şi reacţiuni

Ing. R. Agent, ing. H. Jacotă

1. PREZENTARE

În diferite tratate şi articole din literatura de specialitate sînt date tabele, abace sau formule directe pentru calculul elementelor caracteristice ale barelor curbe (rigidităţi, coeficienţi de transmitere a momentelor, momente de încastrare perfectă, reacţiuni orizontale şi verticale), necesare în calculul cadrelor prin metoda deplasărilor şi prin procedeele iterative derivate.

Pentru cazul mai simplu al barelor avînd forma de arc de parabolă cu $I \cos \varphi = ct.$, la care efectuarea directă a integrărilor necesare nu prezintă dificultăţi, sînt date de regulă direct formule de calcul, fără a se mai recurge la întabulări. Formulele păstrează o formă simplă chiar dacă se introduc şi corecţiile corespunzătoare lucrului mecanic al eforturilor axiale [2].

Mai laborioasă se prezintă problema în cazul barelor în formă de arc de cerc cu $I = ct.$, datorită dificultăţilor practice de integrare şi în special sensibilităţii la erori (pentru obţinerea unor rezultate cu 3—4 cifre semnificative corecte este necesar un calcul cu peste 10 zecimale). De aceea, tabelele existente în literatură pentru acest caz sînt mai puţin complete şi totodată mulţi autori evită integrările directe, utilizînd dezvoltări în serii şi rezumîndu-se la considerarea primilor termeni din seriile respective. Din lucrările cunoscute, cele mai complete tabele pentru bare în formă de arc de cerc cu $I = ct.$ sînt date în cartea lui *K. Hirschfeld* [5]. Lipsesc totuşi şi de aici unele cazuri uzuale de încărcare (de exemplu sarcina uniform distribuită pe jumătate din deschidere), constantele de tipul rigidităţilor şi coeficienţilor de transmitere, precum şi datele pentru arcul încastrat la un capăt şi articulat la celălalt, care de altfel nu sînt detaliate nici în alte cărţi sau articole.

Tabelele disparate date în diverse lucrări publicate sînt dificil de comparat şi de unificat, deoarece variabilele considerate şi intervalele alese pentru variaţia lor diferă de la autor la autor. De exemplu, unii autori folosesc pentru încărcarea cu forţe concentrate împărţirea deschiderii arcului în 10 sau 12 părţi egale, alţii împart în părţi egale unghiul la centru, în special în cazul arcelor de cerc. De asemenea, unii autori caracterizează geometric arcul de cerc prin raportul f/l (pleoştirea), alţii prin unghiul la centru φ_0 etc.

Obiectul lucrării de faţă este de a prezenta o serie completă şi coordonată de tabele, calculate de autori, folosind integrări directe şi lucrînd cu 11 zecimale, ceea ce a asigurat un număr suficient de cifre semnificative corecte (3—4) la rezultate.

Pe lîngă arcele de cerc cu $I = const.$ şi arcele de parabolă cu $I \cos \varphi = const.$, s-a introdus şi cazul riglei frînte, formată din două bare drepte, considerată în calcul ca o singură bară, similară unei bare curbe ([1], [5], [13], [14]). Aceasta permite simplificări în cazul cînd cadrele au stîlpi verticali, în sensul că nu mai intervin în calcul decît deplasări de noduri după direcţii orizontale. Nu s-au introdus şi riglele în formă de arc de lănţişor (catenoidă), care sînt mai rar utilizate şi pentru care unele tabele pot fi găsite în [8].

S-au dat tabele atît pentru arce dublu încastrate, cît şi pentru arce încastrate la un capăt şi articulate la celălalt capăt. În mod special, pentru riglele frînte, tabelele au fost totuşi limitate la cazul dublei încastrări, deoarece cadre cu rigle frînte articulate la un capăt şi încastrate la celălalt nu intervin de regulă în practică.

Tabelele sînt întocmite pentru următoarele încărcări :

— deplasări unitare ale reazemelor (rotiri, deplasări verticale, deplasări orizontale);

— încărcări verticale uniform distribuite pe toată deschiderea ;

— încărcări verticale uniform distribuite pe jumătate din deschidere ;

— încărcări orizontale uniform distribuite pe toată înălţimea (săgeata) arcului ;

— încărcări verticale concentrate la fiecare 1/12 din deschidere ;

— încărcări orizontale concentrate la fiecare 1/12 din deschidere.

Pentru încărcările concentrate s-a ales împărţirea deschiderii în 12 părţi, ceea ce prezintă avantajul că se cuprind şi cazurile uzuale $l/2$; $l/3$; $l/4$; $l/6$. Tabele similare, numai pentru arcul dublu încastrat, cu împărţirea deschiderii în 10 părţi, sînt date în [5].

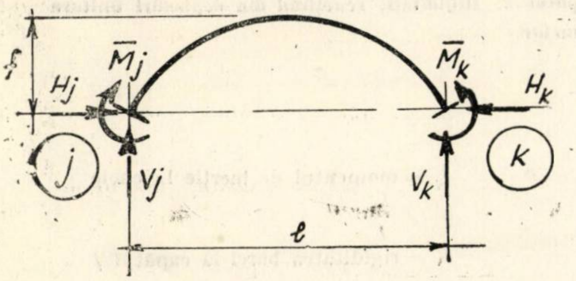
Ca parametru pentru caracterizarea geometrică a arcelor de cerc s-a ales pleoştirea f/l, căreia i s-a dat o variaţie din 0,02 în 0,02 între valorile extreme 0,10 şi 0,24, adăugîndu-se şi rapoartele f/l frecvent întîlnite 1/8 ; 1/6 ; 1/4.

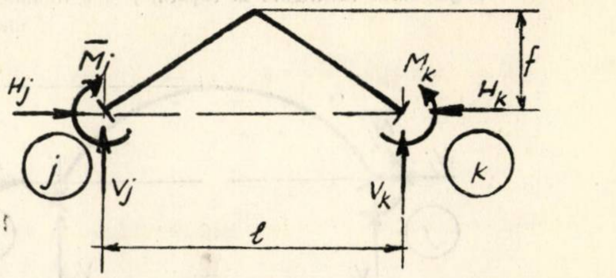
Semnele pozitive ale momentelor de încastrare perfectă şi ale reacţiunilor orizontale şi verticale sînt cele arătate în figuri. Pentru momente s-a adoptat convenţia de semne folosită la trasarea diagramelor de momente (semnul + cînd momentul produce întindere la fibra inferioară a secţiunii). La utilizarea tabelelor pentru calculul cadrelor prin metode iterative, semnele urmează să fie adaptate în consecinţă. În tabelele I şi II, convenţia de semne pentru deplasările reazemelor este : deplasările pozitive cînd au acelaşi sens cu reacţiunile respective pozitive.

Se observă că, în toate cazurile, cifrele pentru arcele de cerc, în forma în care sînt date în tabele, tind către cele ale arcelor de parabolă cînd f/l tinde la zero. Pentru a facilita această comparaţie şi totodată pentru a ajunge la variaţii cît mai mici ale coeficienţilor α în funcţie de f/l, deci la o interpolare uşoară, s-au pus formulele în cazul arcelor de cerc sub aceeaşi formă cu cele valabile pentru arcele de parabolă. Spre exemplu, în tabelele V şi VI, pentru încărcări verticale concentrate, s-ar fi putut da formulele împingerilor H direct sub forma $H = \alpha P$. Totuşi s-a preferat forma $H = \alpha \ Pf/l$, tocmai din motivele arătate mai sus.

Tabela I

Rigle curbe și frînte, dublu încastrate. Rigidități, coeficienți de transmitere, reacțiuni din deplasări unitare ale reazemelor





I_c = momentul de inerție la cheie

$\rho = \frac{I_c}{l}$

K = rigiditatea barei

t_{jk}= coeficientul de transmitere a momentului de la j la k (negativ în convenția de semne Cross)

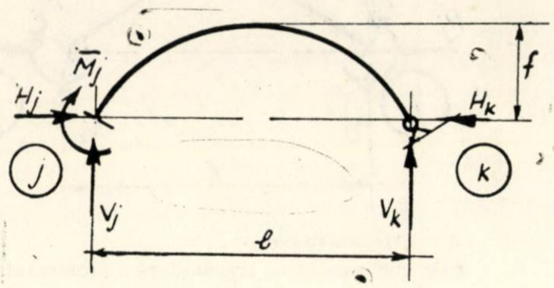
Deplasarea unitară	$\overline{M}_j$	$\overline{M}_k$	$H_j = H_k$	$V_j = -V_k$
Rotirea capătului j cu $4E\theta_j = 1$	$K = \alpha_1 \rho$	$\overline{M}_j\, t_{jk}$	$\alpha_2 \frac{\rho}{f}$	$-\alpha_3 \frac{\rho}{l}$
Deplasarea orizontală a capătului j cu $4E\Delta_j = 1$	$\alpha_2 \frac{\rho}{f}$	$\overline{M}_j$	$\alpha_4 \frac{\rho}{f^2}$	0.–
Deplasarea verticală a capătului j cu $4E\Delta_j = 1$	$-\alpha_3 \frac{\rho}{l}$	$-\overline{M}_j$	0.–	$\alpha_5 \frac{\rho}{l^2}$

Coeficienții $\alpha_1 \ldots \alpha_5$, t_{jk}

Caracteristici geometrice	f/l	t_{jk}	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5
Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		0,333	2,250	1,875	1,500	2,813	3,000
Arc de cerc cu $I = I_c =$ = const.	0,10	0,339	2,166	1,815	1,431	2,730	2,862
	0,12	0,342	2,131	1,791	1,402	2,695	2,805
	1/8	0,343	2,121	1,783	1,395	2,686	2,789
	0,14	0,345	2,091	1,762	1,370	2,656	2,739
	0,16	0,348	2,046	1,729	1,334	2,612	2,667
	1/6	0,350	2,031	1,719	1,321	2,596	2,642
	0,18	0,352	2,000	1,696	1,295	2,564	2,590
	0,20	0,357	1,949	1,659	1,254	2,513	2,508
	0,22	0,361	1,896	1,621	1,211	2,460	2,422
	0,24	0,366	1,841	1,581	1,167	2,404	2,334
	0,25	0,369	1,813	1,561	1,145	2,376	2,289
Riglă frîntă cu $I = I_c =$ = const.	0,10	0,143	1,716	1,471	1,471	2,942	2,942
	0,12	0,143	1,702	1,459	1,459	2,917	2,917
	1/8	0,143	1,698	1,455	1,455	2,910	2,910
	0,14	0,143	1,685	1,444	1,444	2,889	2,889
	0,16	0,143	1,667	1,429	1,429	2,857	2,857
	1/6	0,143	1,660	1,423	1,423	2,846	2,846
	0,18	0,143	1,647	1,411	1,411	2,823	2,823
	0,20	0,143	1,625	1,393	1,393	2,785	2,785
	0,22	0,143	1,60	1,373	1,373	2,746	2,746
	0,24	0,143	1,578	1,352	2,352	2,705	2,705
	0,25	0,143	1,565	1,342	1,342	2,683	2,683

Tabela 11

Rigle curbe încastrate la capătul j şi articulate la capătul k. Rigidităţi, reacţiuni din deplasări unitare ale reazemelor



I_c = momentul de inerţie la cheie

$\rho = \frac{I_c}{l}$

K = rigiditatea barei la capătul j

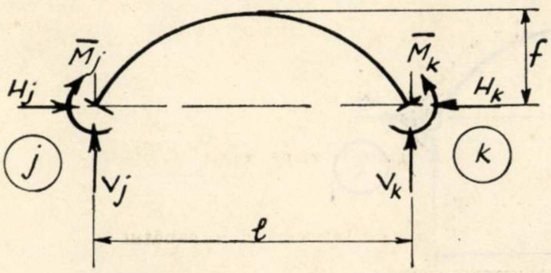
Deplasarea unitară	$\overline{M}_j$	$H_j = H_k$	$V_j = -V_k$
Rotirea capătului j cu $4E\theta_j = 1$	$K = \alpha_1 \rho$	$\alpha_2 \frac{\rho}{f}$	$-\alpha_1 \frac{\rho}{l}$
Deplasarea orizontală a capătului cu $4E\Delta_j = 1$	$\alpha_2 \frac{\rho}{f}$	$\alpha_3 \frac{\rho}{f^2}$	$-\alpha_2 \frac{\rho}{fl}$
Deplasarea verticală a capătului j cu $4E\Delta_j = 1$	$-\alpha_1 \frac{\rho}{l}$	$-\alpha_2 \frac{\rho}{fl}$	$\alpha_1 \frac{\rho}{l^2}$

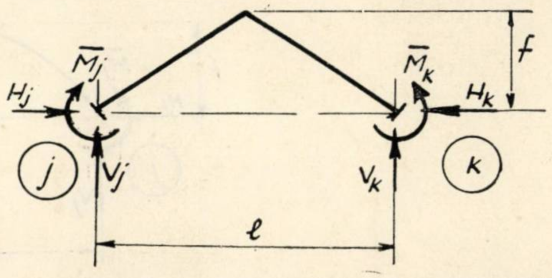
Coeficienţii $\alpha_1 \ldots \alpha_3$

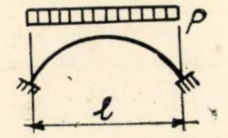
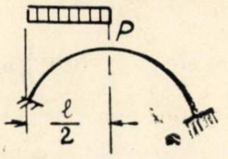
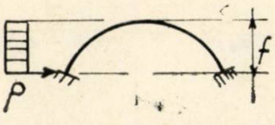
Caracteristici geometrice	f/l	α_1	α_2	α_3
Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		2,000	1,250	1,250
Arc de cerc cu $I = I_c = \text{const.}$	0,10	1,917	1,199	1,209
	0,12	1,882	1,178	1,191
	1/8	1,872	1,172	1,187
	0,14	1,842	1,154	1,172
	0,16	1,798	1,127	1,150
	1/6	1,783	1,118	1,142
	0,18	1,751	1,098	1,126
	0,20	1,701	1,068	1,101
	0,22	1,648	1,035	1,074
	0,24	1,594	1,002	1,047
	0,25	1,567	0,985	1,033

Tabela III

Rigle curbe și frînte, dublu încastrate. Momente de încastrare perfectă și reacțiuni din încărcări uniform distribuite



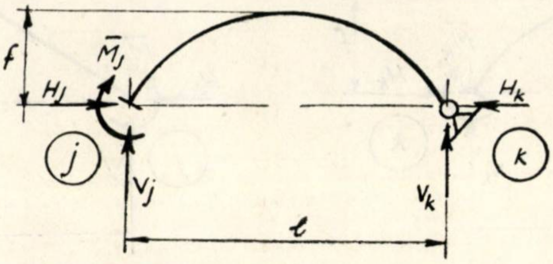


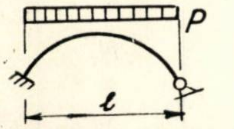
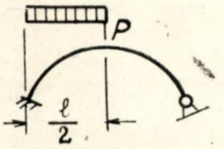
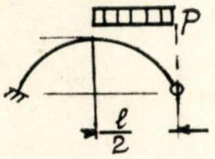
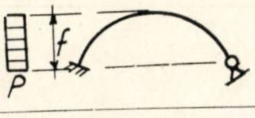
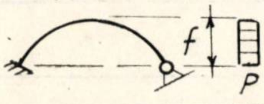
Încărcarea	$\overline{M}_j$	$\overline{M}_k$	H_j	H_k	V_j	V_k
	$\frac{\alpha_1}{100} pl^2$	$\overline{M}_j$	$\alpha_2 \frac{pl^2}{f}$	H_j	$\frac{pl}{2}$	$\frac{pl}{2}$
	$-\frac{\alpha_3}{100} pl^2$	$\frac{\alpha_4}{100} pl^2$	$\alpha_5 \frac{pl^2}{f}$	H_j	$\alpha_6\, pl$	$(0{,}5 - \alpha_6)\, pl$
	$-\alpha_7\, p\, f^2$	$\alpha_8\, p\, f^2$	$-\alpha_9\, p\, f$	$(1 - \alpha_9)\, pf$	$-\alpha_{10} \frac{pf^2}{l}$	$-V_j$

Coeficienții α_1 . . . α_{10}

Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9	α_{10}
Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		0. —	0,125	1,563	1,563	0,0625	0,406	0,182	0,0679	0,786	0,250
Arc de cerc cu $I = I_c =$ = const.	0,10	0,114	0,126	1,481	1,594	0,0629	0,406	0,183	0,0692	0,786	0,248
	0,12	0,164	0,126	1,444	1,608	0,0630	0,406	0,183	0,0694	0,785	0,247
	1/8	0,178	0,126	1,434	1,612	0,0631	0,405	0,183	0,0696	0,785	0,247
	0,14	0,222	0,126	1,402	1,625	0,0632	0,405	0,183	0,0700	0,785	0,246
	0,16	0,288	0,127	1,354	1,642	0,0634	0,405	0,184	0,0709	0,785	0,245
	1/6	0,314	0,127	1,336	1,650	0,0635	0,405	0,184	0,0712	0,785	0,245
	0,18	0,366	0,127	1,298	1,664	0,0636	0,405	0,185	0,0716	0,785	0,244
	0,20	0,451	0,128	1,237	1,688	0,0639	0,404	0,185	0,0724	0,785	0,242
	0,22	0,544	0,128	1,169	1,713	0,0642	0,404	0,186	0,0734	0,784	0,241
	0,24	0,645	0,129	1,096	1,741	0,0645	0,403	0,187	0,0744	0,784	0,239
	0,25	0,699	0,129	1,056	1,755	0,0646	0,403	0,187	0,0749	0,784	0,238
Riglă frîntă cu $I = I_c =$ const.		2,083	0,125	2,604	0,520	0,0625	0,403	0,104	0,0208	0,750	0,375

Rigle curbe încastrate la capătul j și articulate la capătul k. Momente de încastrare perfectă și reacțiuni din încărcări uniform distribuite



Încărcarea	$\overline{M}_j$	H_j	H_k	V_j	V_k
	$\frac{\alpha_1}{100}\,pl^2$	$\alpha_2\,\frac{pl^2}{f}$	H_j	$\alpha_3\,pl$	$(1-\alpha_3)\,pl$
	$-\frac{\alpha_4}{100}\,pl^2$	$\alpha_5\,\frac{pl^2}{f}$	H_j	$\alpha_6\,pl$	$(0{,}5-\alpha_6)\,pl$
	$\frac{\alpha_7}{100}\,pl^2$	$\alpha_8\,\frac{pl^2}{f}$	H_j	$\alpha_9\,pl$	$(0{,}5-\alpha_9)\,pl$
	$-\alpha_{10}\,pf^2$	$-\alpha_{11}\,pf$	$(1-\alpha_{11})\,pf$	$-\alpha_{12}\,\frac{pf^2}{l}$	$-V_j$
	$\alpha_{13}pf^2$	$\alpha_{14}\,pf$	$(1-\alpha_{14})\,pf$	$\alpha_{15}\,\frac{pf^2}{l}$	$-V_j$

Coeficienții α_1 . . . α_9

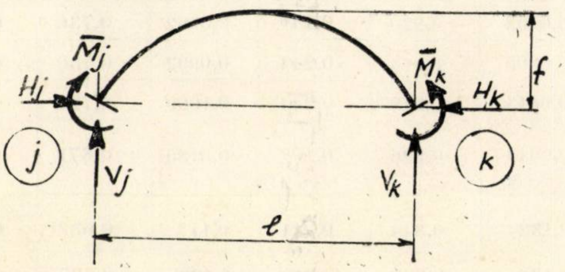
Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		0.—	0,125	0,500	2,086	0,0495	0,396	2,086	0,0755	0,105
Arc de cerc cu $I=I_c=$const.	0,10	0,075	0,125	0,499	2,022	0,0495	0,395	2,097	0,0753	0,104
	0,12	0,108	0,125	0,499	1,995	0,0495	0,395	2,103	0,0751	0,104
	1/8	0,117	0,125	0,499	1,987	0,0495	0,395	2,104	0,0751	0,104
	0,14	0,146	0,125	0,499	1,963	0,0495	0,395	2,108	0,0750	0,104
	0,16	0,188	0,124	0,498	1,926	0,0495	0,394	2,114	0,0748	0,104
	1/6	0,204	0,124	0,498	1,913	0,0495	0,394	2,117	0,0748	0,104
	0,18	0,237	0,124	0,498	1,885	0,0495	0,394	2,122	0,0746	0,104
	0,20	0,290	0,124	0,497	1,839	0,0495	0,393	2,129	0,0744	0,104
	0,22	0,348	0,124	0,497	1,788	0,0495	0,393	2,136	0,0742	0,104
	0,24	0,409	0,123	0,496	1,733	0,0495	0,392	2,142	0,0739	0,104
	0,25	0,441	0,123	0,496	1,704	0,0495	0,392	2,145	0,0737	0,104

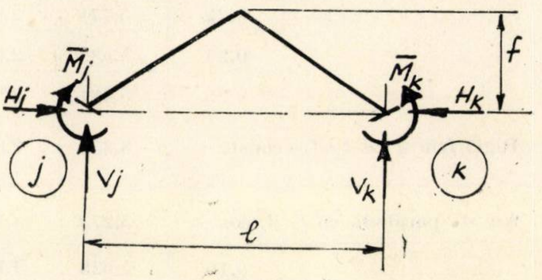
Coeficienţii α_{10} . . . α_{15}

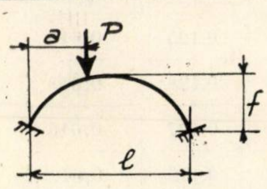
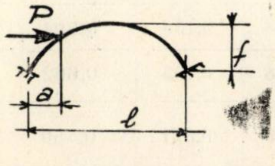
Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_{10}	α_{11}	α_{12}	α_{13}	α_{14}	α_{15}
Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		0,205	0,842	0,295	0,129	0,366	0,371
Arc de cerc cu $I=I_c=$ $=$const.	0,10	0,206	0,843	0,294	0,131	0,368	0,369
	0,12	0,207	0,844	0,293	0,132	0,369	0,368
	1/8	0,207	0,844	0,293	0,132	0,369	0,368
	0,14	0,208	0,844	0,292	0,133	0,369	0,367
	0,16	0,209	0,845	0,291	0,135	0,371	0,365
	1/6	0,209	0,845	0,291	0,136	0,371	0,364
	0,18	0,210	0,845	0,290	0,137	0,372	0,363
	0,20	0,211	0,846	0,289	0,138	0,373	0,362
	0,22	0,212	0,847	0,288	0,140	0,375	0,360
	0,24	0,214	0,847	0,286	0,143	0,376	0,357
	0,25	0,214	0,848	0,286	0,144	0,378	0,356

Tabela V

Rigle curbe şi frînte, dublu încastrate. Momente de încastrare perfectă şi reacţiuni din încărcări concentrate





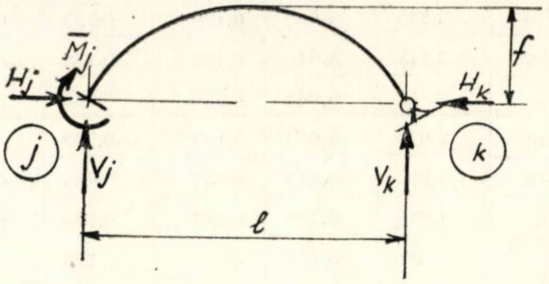
Încărcarea	$\overline{M}_j$	$\overline{M}_k$	H_j	H_k	V_j	V_k
	$-\frac{\alpha_1}{100}Pl$	$\frac{\alpha_2}{100}Pl$	$\alpha_3 P\frac{l}{f}$	H_j	$\alpha_4 P$	$(1-\alpha_4)P$
	$-\alpha_5\ Pf$	$\alpha_6\ Pf$	$-\alpha_7\ P$	$(1-\alpha_7)P$	$-\alpha_8 P\frac{f}{l}$	$-V_j$

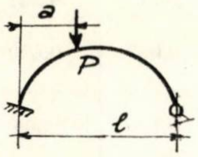
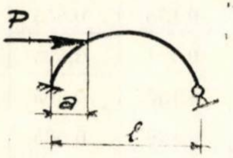
$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
$\frac{1}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		5,544	0,822	0,0218	0,980	0,206	0,0294	0,922	0,0700
	Arc de cerc cu $I=I_c=$const.	0,10	5,458	0,860	0,0226	0,980	0,209	0,0315	0,917	0,0734
		0,12	5,422	0,874	0,0229	0,980	0,211	0,0323	0,915	0,0750
		1/8	5,410	0,880	0,0230	0,980	0,211	0,0325	0,915	0,0754
		0,14	5,376	0,893	0,0233	0,979	0,212	0,0334	0,913	0,0769
		0,16	5,317	0,921	0,0239	0,979	0,214	0,0347	0,910	0,0792
		1/6	5,302	0,924	0,0240	0,979	0,215	0,0352	0,909	0,0800
		0,18	5,259	0,942	0,0243	0,979	0,216	0,0363	0,907	0,0818
		0,20	5,188	0,971	0,0250	0,978	0,219	0,0381	0,903	0,0848
		0,22	5,105	1,005	0,0256	0,978	0,221	0,0402	0,898	0,0883
		0,24	5,012	1,042	0,0263	0,977	0,224	0,0425	0,893	0,0923
		0,25	4,916	1,062	0,0268	0,977	0,225	0,0438	0,890	0,0945
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		6,076	0,289	0,0185	0,980	0,121	0,0058	0,963	0,0394
$\frac{2}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		6,752	2,508	0,0724	0,926	0,244	0,0797	0,772	0,231
	Arc de cerc cu $I==I_c=$ const.	0,10	6,549	2,586	0,0739	0,925	0,244	0,0834	0,764	0,238
		0,12	6,464	2,614	0,0744	0,924	0,244	0,0847	0,761	0,241
		1/8	6,440	2,623	0,0746	0,924	0,244	0,0850	0,760	0,241
		0,14	6,360	2,652	0,0752	0,923	0,244	0,0865	0,757	0,244
		0,16	6,241	2,693	0,0760	0,923	0,244	0,0885	0,753	0,248
		1/6	6,195	2,712	0,0764	0,922	0,244	0,0892	0,751	0,249
		0,18	6,100	2,745	0,0770	0,922	0,244	0,0908	0,748	0,252
		0,20	5,945	2,799	0,0781	0,921	0,244	0,0934	0,742	0,258
		0,22	5,771	2,860	0,0793	0,920	0,244	0,0962	0,736	0,262
		0,24	5,583	2,923	0,0806	0,918	0,244	0,0992	0,730	0,267
		0,25	5,481	2,957	0,0813	0,918	0,244	0,1009	0,727	0,270
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		8,333	0,926	0,0648	0,926	0,169	0,0185	0,871	0,148
$\frac{3}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		5,273	4,102	0,132	0,844	0,211	0,117	0,633	0,422
	Arc de cerc cu $I=I_c=$const.	0,10	5,023	4,183	0,133	0,842	0,210	0,120	0,627	0,427
		0,12	4,908	4,226	0,134	0,841	0,210	0,121	0,626	0,429
		1/8	4,882	4,230	0,134	0,841	0,210	0,122	0,624	0,429
		0,14	4,788	4,256	0,135	0,840	0,210	0,123	0,622	0,431
		0,16	4,643	4,300	0,135	0,840	0,209	0,125	0,619	0,434
		1/6	4,588	4,318	0,135	0,839	0,209	0,126	0,618	0,435
		0,18	4,479	4,350	0,136	0,838	0,209	0,127	0,616	0,437
		0,20	4,292	4,409	0,137	0,837	0,209	0,129	0,612	0,440
		0,22	4,092	4,469	0,138	0,836	0,208	0,132	0,608	0,443
		0,24	3,874	4,533	0,139	0,834	0,208	0,134	0,604	0,446
		0,25	3,758	4,567	0,140	0,833	0,208	0,135	0,602	0,448
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		7,813	1,563	0,125	0,844	0,156	0,031	0,750	0,313

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
$\frac{4}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		2,469	4,938	0,186	0,741	0,165	0,132	0,543	0,593
	Arc de cerc cu $I==I_c=$const.	0,10	2,245	5,005	0,186	0,739	0,165	0,134	0,541	0,593
		0,12	2,143	5,040	0,186	0,738	0,166	0,135	0,540	0,593
		1/8	2,115	5,048	0,186	0,738	0,166	0,136	0,540	0,593
		0,14	2,028	5,074	0,187	0,738	0,166	0,137	0,539	0,593
		0,16	1,899	5,111	0,187	0,737	0,167	0,138	0,538	0,593
		1/6	1,848	5,129	0,187	0,736	0,167	0,139	0,537	0,593
		0,18	1,746	5,162	0,187	0,736	0,168	0,140	0,536	0,593
		0,20	1,584	5,210	0,188	0,735	0,168	0,142	0,535	0,593
		0,22	1,407	5,264	0,188	0,733	0,169	0,144	0,534	0,593
		0,24	1,216	5,320	0,189	0,732	0,170	0,146	0,532	0,592
		0,25	1,115	5,353	0,189	0,731	0,171	0,147	0,531	0,592
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		5,555	1,852	0,185	0,741	0,111	0,037	0,630	0,519
$\frac{5}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		−0,591	4,642	0,222	0,624	0,134	0,129	0,506	0,709
	Arc de cerc cu $I = = I_c =$ const.	0,10	−0,755	4,712	0,222	0,623	0,136	0,132	0,505	0,705
		0,12	−0,830	4,747	0,222	0,623	0,137	0,133	0,505	0,703
		1/8	−0,850	4,756	0,222	0,622	0,138	0,134	0,505	0,703
		0,14	−0,915	4,785	0,222	0,622	0,139	0,135	0,505	0,701
		0,16	−1,007	4,824	0,222	0,621	0,140	0,136	0,505	0,699
		1/6	−1,056	4,843	0,222	0,621	0,140	0,137	0,505	0,698
		0,18	−1,120	4,866	0,222	0,621	0,141	0,138	0,505	0,696
		0,20	−1,241	4,931	0,222	0,620	0,143	0,140	0,505	0,693
		0,22	−1,371	4,990	0,222	0,620	0,145	0,142	0,504	0,689
		0,24	−1,512	5,054	0,222	0,619	0,148	0,144	0,504	0,686
		0,25	−1,588	5,089	0,222	0,618	0,148	0,145	0,504	0,683
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		2,604	1,447	0,231	0,624	0,052	0,029	0,537	0,752
$\frac{6}{12}$	Arc de parabolă cu $I=I_c/\cos\varphi$		−3,125	3,125	0,234	0,500	0,125	0,125	0,500	0,750
	Arc de cerc cu $I = =I_c$ const.	0,10	−3,231	3,231	0,234	0,500	0,128	0,128	0,500	0,744
		0,12	−3,279	3,279	0,234	0,500	0,129	0,129	0,500	0,742
		1/8	−3,292	3,290	0,234	0,500	0,130	0,130	0,500	0,741
		0,14	−3,333	3,333	0,234	0,500	0,131	0,131	0,500	0,739
		0,16	−3,391	3,391	0,234	0,500	0,132	0,132	0,500	0,735
		1/6	−3,418	3,418	0,234	0,500	0,133	0,133	0,500	0,734
		0,18	−3,467	3,467	0,234	0,500	0,134	0,134	0,500	0,731
		0,20	−3,546	3,546	0,233	0,500	0,136	0,136	0,500	0,727
		0,22	−3,652	3,652	0,233	0,500	0,139	0,139	0,500	0,723
		0,24	−3,725	3,725	0,233	0,500	0,141	0,141	0,500	0,718
		0,25	−3,775	3,775	0,233	0,500	0,142	0,142	0,500	0,715
	Riglă frîntă cu $I=I_c=$const.		0.—	0.—	0,250	0,500	0.—	0.—	0,500	0,500

Tabela VI

Rigle curbe încastrate la capătul j și articulate la capătul k. Momente de încastrare perfectă și reacțiuni din încărcări concentrate



Încărcarea	$\overline{M}_j$	H_j	H_k	V_j	V_k
	$-\frac{\alpha_1}{100} Pl$	$\alpha_2 P \frac{l}{f}$	H_j	$\alpha_3 P$	$(1-\alpha_3) P$
	$-\alpha_4 Pf$	$-\alpha_5 P$	$(1-\alpha_5) P$	$-\alpha_6 P \frac{f}{l}$	$-V_j$

Coeficienții $\alpha_1 \ldots \alpha_6$

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6
$\frac{1}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		5,818	0,0150	0,975	0,215	0,946	0,0895
	Arc de cerc cu $I = I_c = \text{const.}$	0,10	5,750	0,0154	0,974	0,220	0,945	0,0942
		0,12	5,721	0,0155	0,974	0,222	0,943	0,0963
		1/8	5,711	0,0156	0,974	0,222	0,942	0,0968
		0,14	5,684	0,0158	0,974	0,224	0,941	0,0988
		0,16	5,638	0,0161	0,973	0,226	0,939	0,1018
		1/6	5,626	0,0161	0,973	0,227	0,939	0,1029
		0,18	5,591	0,0163	0,973	0,229	0,937	0,1053
		0,20	5,534	0,0166	0,972	0,232	0,935	0,1094
		0,22	5,468	0,0170	0,971	0,236	0,932	0,1140
		0,24	5,394	0,0174	0,971	0,239	0,929	0,1193
		0,25	5,353	0,0176	0,970	0,241	0,928	0,1221

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6
$\frac{2}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		7,587	0,0514	0,909	0,271	0,838	0,284
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	7,426	0,0522	0,908	0,273	0,834	0,293
		0,12	7,359	0,0525	0,908	0,273	0,832	0,296
		1/8	7,339	0,0526	0,908	0,274	0,832	0,297
		0,14	7,275	0,0528	0,906	0,274	0,830	0,301
		0,16	7,179	0,0533	0,905	0,275	0,828	0,305
		1/6	7,143	0,0534	0,905	0,276	0,827	0,307
		0,18	7,067	0,0538	0,904	0,276	0,825	0,311
		0,20	6,943	0,0543	0,903	0,277	0,822	0,317
		0,22	6,804	0,0549	0,901	0,279	0,819	0,323
		0,24	6,653	0,0555	0,900	0,280	0,815	0,330
		0,25	6,471	0,0559	0,899	0,281	0,813	0,334
$\frac{3}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		6,641	0,0977	0,816	0,250	0,730	0,500
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	6,442	0,0982	0,814	0,251	0,728	0,506
		0,12	6,352	0,0986	0,813	0,252	0,727	0,509
		1/8	6,333	0,0986	0,813	0,252	0,727	0,510
		0,14	6,256	0,0987	0,813	0,252	0,726	0,512
		0,16	6,141	0,0990	0,811	0,253	0,725	0,515
		1/6	6,098	0,0991	0,811	0,253	0,724	0,517
		0,18	6,011	0,0993	0,810	0,254	0,723	0,519
		0,20	5,864	0,0997	0,809	0,255	0,722	0,523
		0,22	5,705	0,1000	0,807	0,256	0,721	0,527
		0,24	5,533	0,1004	0,805	0,257	0,719	0,531
		0,25	5,442	0,1006	0,804	0,258	0,719	0,533
$\frac{4}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		4,115	0,1444	0,708	0,209	0,653	0,680
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	3,944	0,1439	0,706	0,211	0,653	0,682
		0,12	3,867	0,1439	0,705	0,212	0,654	0,682
		1/8	3,845	0,1439	0,705	0,212	0,654	0,682
		0,14	3,778	0,1439	0,704	0,214	0,654	0,683
		0,16	3,679	0,1438	0,703	0,215	0,655	0,683
		1/6	3,642	0,1438	0,703	0,216	0,655	0,683
		0,18	3,565	0,1437	0,702	0,217	0,655	0,684
		0,20	3,442	0,1436	0,701	0,219	0,656	0,684
		0,22	3,308	0,1435	0,700	0,221	0,656	0,684
		0,24	3,164	0,1433	0,698	0,224	0,657	0,685
		0,25	3,089	0,1432	0,697	0,225	0,658	0,685

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6
$\frac{5}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		0,956	0,183	0,593	0,177	0,613	0,795
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	0,844	0,182	0,592	0,181	0,616	0,792
		0,12	0,794	0,182	0,591	0,182	0,617	0,791
		1/8	0,780	0,182	0,591	0,183	0,617	0,790
		0,14	0,736	0,181	0,591	0,185	0,618	0,789
		0,16	0,672	0,181	0,590	0,187	0,620	0,787
		1/6	0,637	0,181	0,590	0,188	0,621	0,787
		0,18	0,594	0,180	0,589	0,190	0,621	0,785
		0,20	0,517	0,180	0,589	0,193	0,624	0,783
		0,22	0,431	0,179	0,588	0,197	0,626	0,780
		0,24	0,338	0,178	0,587	0,200	0,628	0,777
		0,25	0,289	0,178	0,586	0,202	0,629	0,776
$\frac{6}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−2,083	0,208	0,479	0,167	0,604	0,833
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	−2,135	0,207	0,479	0,171	0,607	0,829
		0,12	−2,157	0,207	0,478	0,173	0,608	0,827
		1/8	−2,164	0,206	0,478	0,174	0,609	0,826
		0,14	−2,183	0,206	0,478	0,176	0,610	0,824
		0,16	−2,210	0,205	0,478	0,179	0,612	0,821
		1/6	−2,223	0,205	0,478	0,180	0,613	0,820
		0,18	−2,246	0,204	0,478	0,182	0,614	0,818
		0,20	−2,282	0,203	0,477	0,185	0,616	0,815
		0,22	−2,320	0,202	0,477	0,189	0,618	0,811
		0,24	−2,361	0,201	0,476	0,192	0,621	0,807
		0,25	−2,383	0,200	0,576	0,195	0,622	0,805
$\frac{7}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−4,444	0,217	0,372	0,174	0,606	0,798
	Arc de cerc cu $I = I_c =$ const.	0,10	−4,456	0,215	0,372	0,178	0,609	0,795
		0,12	−4,463	0,215	0,372	0,180	0,610	0,793
		1/8	−4,465	0,214	0,372	0,181	0,610	0,793
		0,14	−4,469	0,214	0,372	0,182	0,612	0,792
		0,16	−4,473	0,213	0,372	0,185	0,613	0,790
		1/6	−4,474	0,213	0,372	0,186	0,614	0,789
		0,18	−4,479	0,212	0,372	0,188	0,615	0,787
		0,20	−4,489	0,211	0,372	0,191	0,618	0,785
		0,22	−4,495	0,210	0,372	0,194	0,620	0,782
		0,24	−4,501	0,209	0,372	0,198	0,623	0,779
		0,25	−4,504	0,208	0,372	0,200	0,624	0,778

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6
$\frac{8}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−5,761	0,206	0,275	0,187	0,593	0,702
	Arc de cerc cu $I = I_c = \text{const.}$	0,10	−5,767	0,205	0,276	0,190	0,598	0,702
		0,12	−5,772	0,204	0,276	0,192	0,599	0,702
		1/8	−5,773	0,204	0,276	0,193	0,600	0,702
		0,14	−5,774	0,204	0,276	0,194	0,601	0,702
		0,16	−5,775	0,203	0,276	0,196	0,603	0,702
		1/6	−5,776	0,203	0,276	0,197	0,604	0,702
		0,18	−5,777	0,202	0,276	0,199	0,606	0,702
		0,20	−5,775	0,201	0,276	0,202	0,608	0,701
		0,22	−5,772	0,200	0,276	0,205	0,611	0,700
		0,24	−5,766	0,199	0,276	0,208	0,614	0,700
		0,25	−5,764	0,199	0,276	0,210	0,615	0,700
$\frac{9}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−5,859	0,176	0,191	0,188	0,542	0,563
	Arc de cerc cu $I = I_c = \text{const.}$	0,10	−5,888	0,176	0,191	0,192	0,549	0,566
		0,12	−5,904	0,175	0,191	0,193	0,551	0,567
		1/8	−5,905	0,175	0,191	0,194	0,552	0,567
		0,14	−5,908	0,175	0,191	0,196	0,555	0,569
		0,16	−5,917	0,175	0,191	0,198	0,558	0,570
		1/6	−5,922	0,174	0,191	0,199	0,559	0,571
		0,18	−5,929	0,174	0,191	0,200	0,562	0,572
		0,20	−5,940	0,174	0,191	0,204	0,566	0,574
		0,22	−5,946	0,173	0,191	0,207	0,570	0,576
		0,24	−5,950	0,173	0,190	0,210	0,574	0,578
		0,25	−5,952	0,172	0,190	0,212	0,577	0,579
$\frac{10}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−4,758	0,129	0,119	0,161	0,432	0,394
	Arc de cerc cu $I = I_c = \text{const.}$	0,10	−4,808	0,129	0,119	0,166	0,442	0,399
		0,12	−4,826	0,129	0,118	0,168	0,444	0,401
		1/8	−4,830	0,129	0,118	0,169	0,445	0,402
		0,14	−4,846	0,129	0,118	0,171	0,449	0,404
		0,16	−4,867	0,129	0,118	0,175	0,454	0,407
		1/6	−4,878	0,129	0,118	0,175	0,456	0,408
		0,18	−4,894	0,129	0,118	0,177	0,459	0,410
		0,20	−4,919	0,129	0,117	0,180	0,465	0,414
		0,22	−4,944	0,129	0,117	0,184	0,472	0,418
		0,24	−4,966	0,129	0,117	0,188	0,479	0,422
		0,25	−4,978	0,128	0,117	0,190	0,483	0,424

$\frac{a}{l}$	Caracteristici geometrice	$\frac{f}{l}$	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6
$\frac{11}{12}$	Arc de parabolă cu $I = I_c/\cos\varphi$		−2,670	0,0681	0,0566	0,098	0,250	0,207
	Arc de cerc cu $I=I_c=$const.	0,10	−2,711	0,0684	0,0562	0,103	0,258	0,212
		0,12	−2,729	0,0684	0,0560	0,104	0,262	0,214
		1/8	−2,733	0,0685	0,0560	0,105	0,263	0,214
		0,14	−2,748	0,0686	0,0559	0,107	0,266	0,216
		0,16	−2,776	0,0688	0,0557	0,109	0,271	0,219
		1/6	−2,778	0,0688	0,0556	0,110	0,273	0,220
		0,18	−2,795	0,0689	0,0554	0,113	0,277	0,222
		0,20	−2,820	0,0690	0,0551	0,116	0,284	0,225
		0,22	−2,848	0,0692	0,0549	0,120	0,291	0,230
		0,24	−2,877	0,0694	0,0546	0,124	0,299	0,234
		0,25	−2,891	0,0695	0,0544	0,127	0,304	0,237

EXEMPLU DE UTILIZARE A TABELELOR

Pentru bara dublu încastrată din figură, în formă de arc de cerc, cu secțiune 30/60 cm, se cere să se determine : rigiditatea,coeficientul de transmitere a momentului între j și k, precum și momentele de încastrare perfectă și împingerea din încărcările arătate în figură.

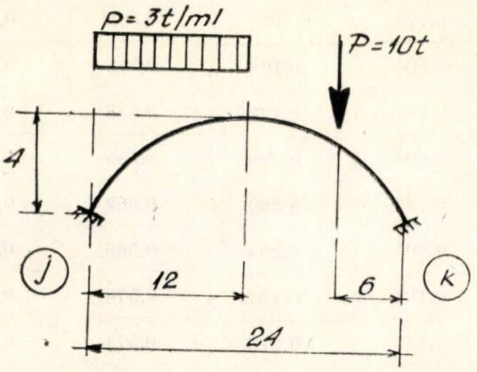


Fig. 7

Caracteristicile barei :

$$\frac{f}{l} = \frac{4}{24} = \frac{1}{6}; \qquad I = \frac{3 \times 6^3}{12} = 54 \text{ dm}^4;$$

$$\rho = \frac{I}{l} = \frac{54}{240} = 0{,}225 \text{ dm}^3.$$

a) Rigiditatea (tab. I) :

$$K = \alpha_1 \rho = 2{,}031 \times 0{,}225 = 0{,}457 \text{ dm}^3.$$

b) Coeficientul de transmitere (tab. I) :

$$t_{jk} = -\,0{,}350.$$

c) Din încărcarea $p = 3$ t/ml pe $l/2$ (tab. III) :

$$\overline{M}_j = -\frac{\alpha_3}{100}\, pl^2 = -\frac{1{,}336}{100} 3 \times 24^2 = -\,23{,}09 \text{ tm}.$$

$$\overline{M}_k = +\frac{\alpha_4}{100}\, pl^2 = +\frac{1{,}650}{100} 3 \times 24^2 = +\,28{,}51 \text{ tm}.$$

$$H_j = H_k = \alpha_5 \frac{pl^2}{f} = 0{,}0635 \frac{3 \times 24^2}{4} = 27{,}43 \text{ t}.$$

d) Din încărcarea cu $P = 10$ t (tab. V) :

a/l = 9/12. În virtutea simetriei, utilizăm tabela pentru a/l = 3/12, inversînd $\overline{M}_j$ cu $\overline{M}_k$:

$$\overline{M}_j = +\frac{\alpha_2}{100} P\, l = +\frac{4{,}318}{100} 10 \times 24 = +\,10{,}36 \text{ tm}.$$

$$\overline{M}_k = -\frac{\alpha_1}{100} P\, l = -\frac{4{,}588}{100} 10 \times 24 = -\,11{,}01 \text{ tm}.$$

$$H_j = H_k = \alpha_3\, P \frac{l}{f} = 0{,}135 \times 10 \frac{24}{4} = 8{,}10 \text{ t}.$$

e) Total din încărcări :

$$\overline{M}_j = -\,23{,}09 + 10{,}36 = -\,12{,}73 \text{ tm}.$$

$$\overline{M}_k = +\,28{,}51 - 11{,}01 = +\,17{,}50 \text{ tm}.$$

$$H_j = H_k = 27{,}43 + 8{,}10 = 35{,}53 \text{ t}.$$

Bibliografie

[1] Barta T., Grüner I. : *Calculul cadrelor cu bare curbe cu metoda distribuirii momentelor (Cross)*, Bulet. Științific și Tehnic al Inst. Politehnic Timișoara, vol. I, fasc.2/1956.
[2] Blaszkowiak S., Kaczkowski Z. : *Metoda Crossa*, Varșovia, 1961.
[3] Fernandez Casado C. J. : *Calculo de estructuras reticulares*, Madrid, 1953.
[4] Gheorghiu Al. : *Statica construcțiilor vol. II*, București, 1965.
[5] Hirschfeld K. : *Baustatik* Berlin, 1965.
[6] Mazilu P. : *Calculul structurilor cu bare curbe*. Lucrările Sesiunii Generale Științifice a Acad. RPR, iunie, 1950.
[7] Mazilu P. : *Statica construcțiilor vol. II* București, 1959.
[8] Moreira da Rocha A. : *Hiperestática plana geral vol. II*, Rio de Janeiro 1955; vol. III, Rio de Janeiro, 1957.
[9] Pálotas L., Kaliszky S. : *Gòrbe – és törttengelyü rudakböl allö keretek megoldása nyomatekosztás modszerével*. Mélyéptéstudomanyi Szemle, nr. 5–6/1952.
[10] Porcel J. I., Moorman R. B. : *Analysis of statically indeterminate structures*, New York, 1955.
[11] Scarlat A. : *Contribuții la calculul cadrelor cu bare curbe*, București, Inst. de Constr.
[12] Szymkzyk J. : *Luki – arches – Bogen – arki* Varșovia, 1961.
[13] Thadani B. N. : *Metodă iterativă generală pentru calculul structurilor cu bare curbe și cu bare frînte*. Journal Inst. of Eng., în l. hindi, apr. 1959.
[14] Thadani B. N. : *Modern methods in structural mechanics*, New York, 1964.
[15] Ziesemer H. : *Gebrauchsfertige Formeln für den gelenklosen Kreisbogen* Beton und Stahlbetonbau, nr. 11/1952.

Cimenturi colorate din clinchere colorate*)

Ing. Maria Enculescu şi ing. E. Marton
I.C.M.P.C.

Deoarece adăugarea de pigmenţi influenţează uneori dăunător asupra calităţii cimenturilor, s-a trecut la realizarea de clinchere colorate prin introducerea şi fixarea oxidului colorant, în procente mult mai reduse, în amestecul de materii prime. Prin finisarea acestor clinchere se obţin cimenturi colorate cu stabilitatea culorii în diferitele medii, similară mineralelor naturale şi cu rezistenţe mecanice superioare.

Metoda de obţinere a cimenturilor colorate se bazează pe clincherele colorate, care, prin măcinare cu adaosul de ghips necesar reglării timpului de priză, conduc la cimenturi decorative cu culori vii, pure, frumoase, ce îşi păstrează calităţile în timp.

Pornind de la materiile prime, condiţiile de clincherizare şi de răcire a clincherului Portland alb, s-a constatat că oxizii de fier, mangan, crom, cobalt etc., în cantităţi extrem de mici, au o influenţă puternică asupra clincherului alb rezultat, reducîndu-i sensibil coeficientul de reflexie. Bazîndu-ne şi pe datele literaturii de specialitate [1...16], din care rezultă că prin introducerea adaosurilor de oxizi coloranţi în materiile prime pentru cimentul alb se obţine o colorare intensă a fazei lichide din clincher şi a compuşilor mineralogici, s-a procedat la realizarea în fază de laborator şi semiindustrială a cimenturilor colorate din clinchere colorate [17; 18; 19; 20].

Cercetările noastre s-au orientat în direcţia obţinerii de clinchere Portland alitice şi belitice colorate, atît în ceea ce priveşte stabilitatea culorii, cît mai ales în obţinerea rezistenţelor mecanice superioare.

1. PROCESE FIZICO-CHIMICE. ECHILIBRE TERMICE

Din punct de vedere al compoziţiei chimice, clincherele colorate sînt amestecuri binare în sistemul $CaO-SiO_2$, $CaO-Al_2O_3$, sau ternare, $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ şi cuaternare $CaO-SiO_2-AL_2O_3-Fe_2O_3$ (fig. 1, 2, 3, 4), la care s-au introdus cantităţi mici de oxizi coloranţi, obţinîndu-se clinchere colorate cu o stabilitate şi reproductibilitate a culorii deosebite şi cu rezistenţe mecanice superioare.

Calitatea clincherelor colorate depinde de compuşii mineralogici, de raportul lor, de dimensiunea şi forma cristalelor, de condiţiile de clincherizare şi de răcire şi într-o mare măsură de natura şi procentul oxidului colorant, introdus în materiile prime.

Adaosurile de oxizi coloranţi au un efect accentuat asupra scăderii temperaturii pentru a obţine o topitură de aceeaşi vîscozitate [1] (fig. 5 şi 6). În afară de componenţii oxidici principali SiO_2, Al_2O_3, Fe_2O_3, CaO — oxizii MgO, K_2O, Na_2O, TiO_2, SO_3 etc. în cantităţi mici influenţează procesul fizico-chimic, la arderea clincherului, coborînd sensibil eutecticele sistemului de bază. Astfel clincherele de ciment colorate trebuie situate în sisteme polinare complexe.

În realizarea clincherelor colorate s-a ţinut seamă de formarea în cantitate sporită a C_3S şi a C_2S în forma α şi β.

Stabilizarea formelor polimorfe α şi β prezintă importanţă tehnică, întrucît evită pierderea proprietăţilor de întărire hidraulică a cimenturilor.

Stabilizarea formelor polimorfe α şi β C_2S se face sub influenţa oxizilor: P_2O_5; B_2O_3; Fe_2O_3 etc., care se adiţionează izomorf în cantităţi mici în reţeaua de C_2S şi întîrzie transformarea acestuia în forma γ nedorită.

2. CIMENTURI PORTLAND VERZI

Pe baza datelor literaturii de specialitate, în care s-a indicat posibilitatea de a obţine clinchere Portland verzi, precum şi a unor tehnologii originale elaborate de autori [20], s-au realizat din clinchere Portland cimenturi colorate în verde.

Cercetările de laborator s-au orientat în direcţia obţinerii de clinchere Portland verzi cu conţinut ridicat în C_3S în scopul obţinerii de cimenturi alitice colorate intens, viu şi cu mare reactivitate la vîrste timpurii.

Pe de altă parte s-a urmărit suma: $C_3S + C_2S$ de asemenea ridicată, în vederea obţinerii de cimenturi colorate cu rezistenţe mari şi la termene mai avansate.

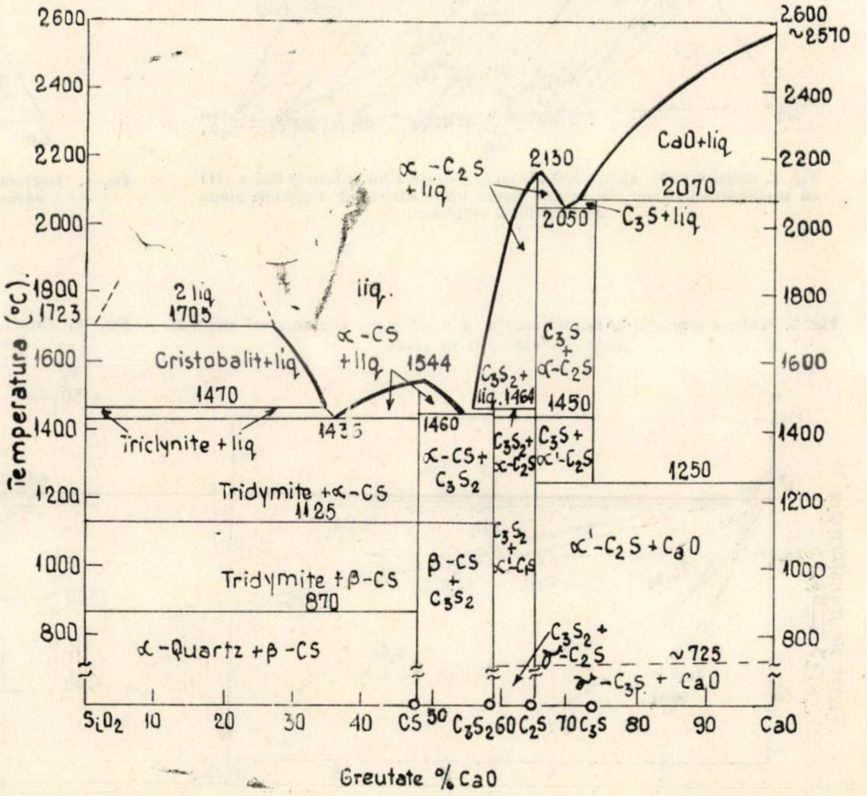
Compoziţia chimică a materiilor prime, modulii şi componenţii mineralogici ai clincherelor verzi, obţinute în laborator, se încadrează în sistemul ternar $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ al cimenturilor Portland albe, introducînd oxizi coloranţi şi fondanţi în anumite proporţii.

Oxizii au fost introduşi în proporţii variabile în funcţie de coeficientul de reflexie urmărit.

Faţă de cimentul alb fără adaos de oxizi coloranţi şi cu modulii şi componenţii mineralogici similari, cimenturile verzi cu adaosuri variabile de oxizi au avut coeficienţii de reflexie mai reduşi (culoarea verde mai accentuată), proporţional cu cantitatea introdusă în materiile prime.

În general oxizii coloranţi introduşi în materiile prime pentru ciment alb dovedesc o mare putere de colorare chiar în cantităţi foarte mici.

Fig. 1. Sistemul $CaO-SiO_2$ (Welch şi Gutt [12])



---

*) Comunicare prezentată la cea de a VIII-a Sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Iaşi — 28–30 sept. 1967

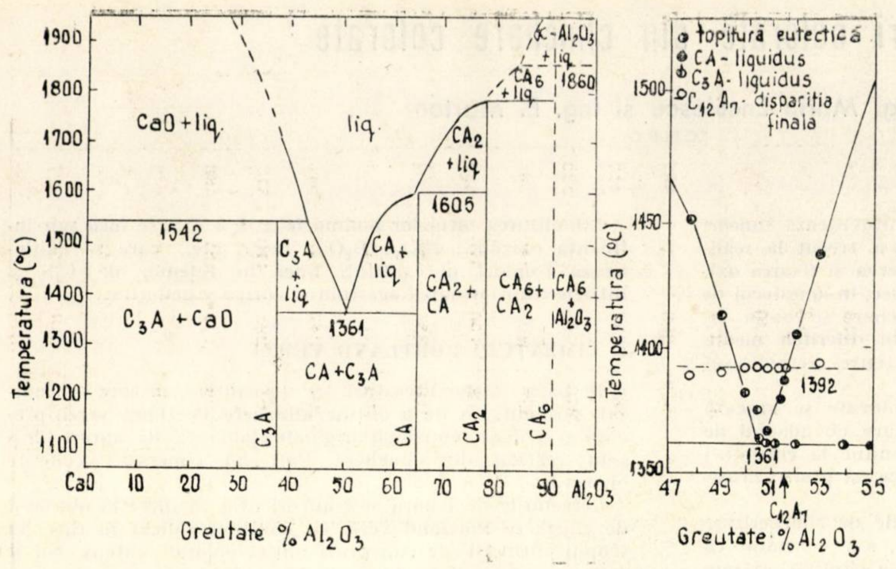


Fig. 2. Sistemul $CaO - Al_2O_3$: (stînga) diagramă probabilă pentru condiţii riguros anhidre; (dreapta) detaliu pentru compoziţii aproximativ $C_{12}A_7$ (109)

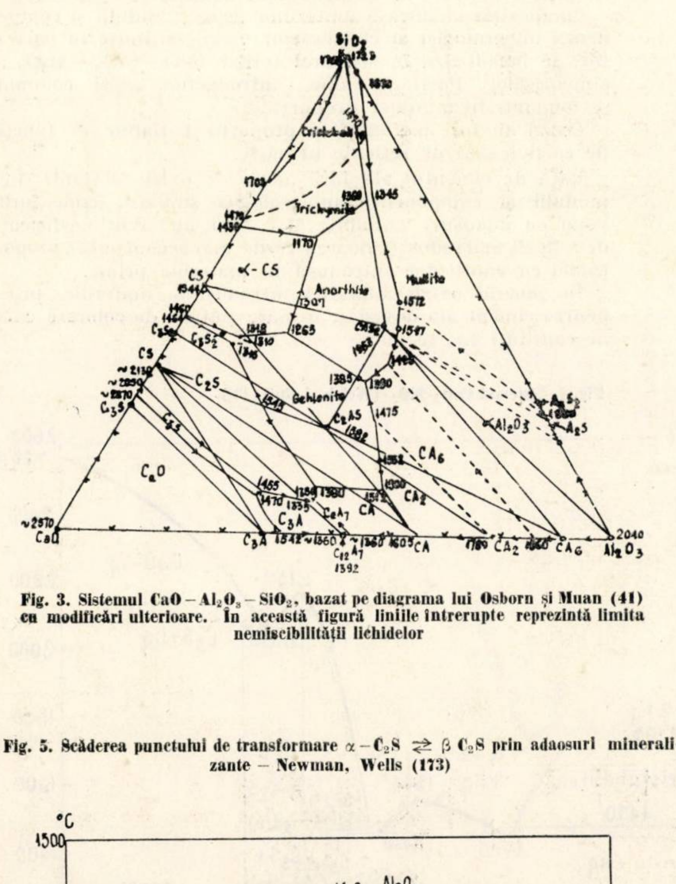

SiO2
Cristobalit
Trichymit
α-CS
Anorthit
Mullit
CS
C3S2
C2S
Gehlenit
C2AS
C3S
CaO
C3A
C12A7
CA
CA2
CA6
Al2O3
A3S2
CA6
~2570
2040
1392

Fig. 3. Sistemul $CaO - Al_2O_3 - SiO_2$, bazat pe diagrama lui Osborn şi Muan (41) cu modificări ulterioare. În această figură liniile întrerupte reprezintă limita nemiscibilităţii lichidelor

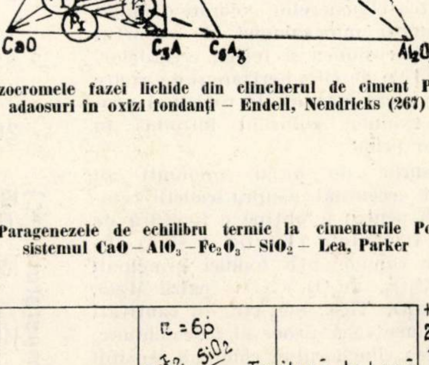

FeO3
C2F
C4AF
SiO2
C2S
PI
PI
PII
PII
CaO
C3A
C5A3
Al2O3

Fig. 4. Izocromele fazei lichide din clincherul de ciment Portland şi adaosuri în oxizi fondanţi – Endell, Nendricks (267)

Fig. 5. Scăderea punctului de transformare $\alpha - C_2S \rightleftarrows \beta\ C_2S$ prin adaosuri mineralizante – Newman, Wells (173)

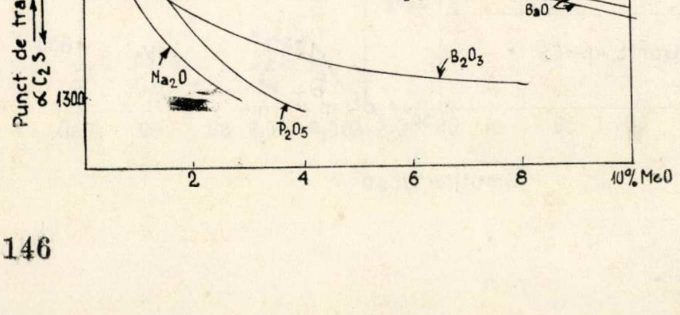


Fig. 6. Paragenezele de echilibru termic la cimenturile Portland în sistemul $CaO - AlO_3 - Fe_2O_3 - SiO_2$ – Lea, Parker

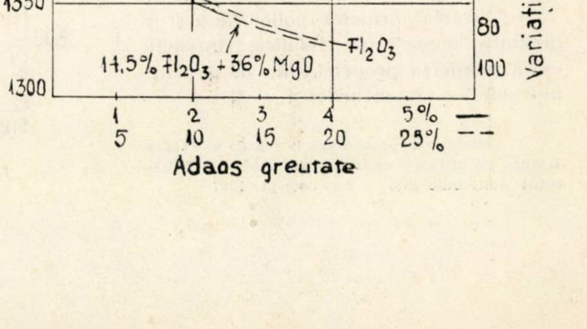


Tabela 1

Rezistențele mecanice STAS 227/49 ale cimenturilor rezultate din clinchere Portland verzi

Cimentul	Suprafața specif. (cm^2/g)	R/900 (%)	R/4900 (%)	Apa (%)	Priza		constanța de volum (mm)		Tracțiune (kgf/cm^2)						Compresiune (kgf/cm^2)					
					începe	sfîrșește	turte	inele	1 zi	3 z	7 z	28 z	90 z	1 an 180 z	1 zi	3 z	7 z	28 z	90 z	1 an 180 z
					ore	minute														
Alb etalon	3 085	0,2	5,2	25,0	2,15	4,00	bune	3	—	26,6	30,3	32,3	35,1	37,8 37,0	—	300	403	532	597	601 601
Verde din clincher cu diferite proporții de oxizi	3 050	0,3	5,5	26,0	3,15	5,00	bune	2	—	23,8	26,2	33,3	33,5	36,5 34,9	—	293	392	553	580	611 613
,, ,,	3 089	0,3	5,6	26,6	2,40	4,40	bune	3	—	23,5	25,8	32,0	—	—	—	275	388	501	—	—
,, ,,	3 175	0,4	5,3	26,7	2,10	3,40	bune	3	—	22,6	27,1	35,4	—	—	—	309	356	491	—	—
,, ,,	2 700	1,5	6,1	23,0	1,15	4,00	bune	2	—	17,6	23,7	33,5	—	—	—	185	277	448	—	—
,, ,,	2 800	1,2	3,1	24,0	1,15	4,45	bune	3	—	18,5	26,5	34,0	—	—	—	193	300	485	—	—
,, ,,	3 050	0,2	2,9	27,4	1,45	3,00	bune	2	23,8	23,0	26,1	34,8	—	—	271	340	405	512	—	—
,, ,,	3 500	0,1	1,2	26,0	1,30	2,45	bune	2	25,4	22,6	28,0	28,0	—	—	312	374	409	534	—	—
,, ,,	4 000	0,1	1,1	26,7	1,00	2,15	bune	3	25,0	23,8	27,4	33,7	—	—	343	396	426	567	—	—
,, ,,	3 310								20,8	27,0	28,0	31,2	—	—	165	232	280	415	—	—
,, ,,	3 650								28,5	29,8	30,5	31,8	—	—	270	405	436	525	—	—
,, ,,	3 670								29,8	30,0	31,4	32,9	—	—	328	403	440	501	—	—
,, ,,	3 230								11,2	19,6	25,3	34,2	—	—	106	190	310	457	—	—
,, ,,	3 370								19,8	26,7	33,8	38,0	—	—	210	354	456	552	—	—
,, ,,	3 570								18,3	24,0	29,1	36,3	—	—	182	311	360	545	—	—
,, ,,	3 290								17,7	22,5	28,9	34,9	—	—	202	342	413	540	—	—
,, ,,	3 630								14,5	21,0	25,0	33,3	—	—	161	295	410	512	—	—
,, ,,	3 300								9,7	15,6	26,6	26,4	—	—	94	171	367	460	—	—
,, ,,	3 250								—	12,5	17,5	28,9	—	—	69	121	205	442	—	—
,, ,,	3 300								—	8,7	12,4	24,3	—	—	55	77	142	375	—	—
,, ,,	3 300								14,6	23,0	25,0	31,6	—	—	151	250	450	527	—	—

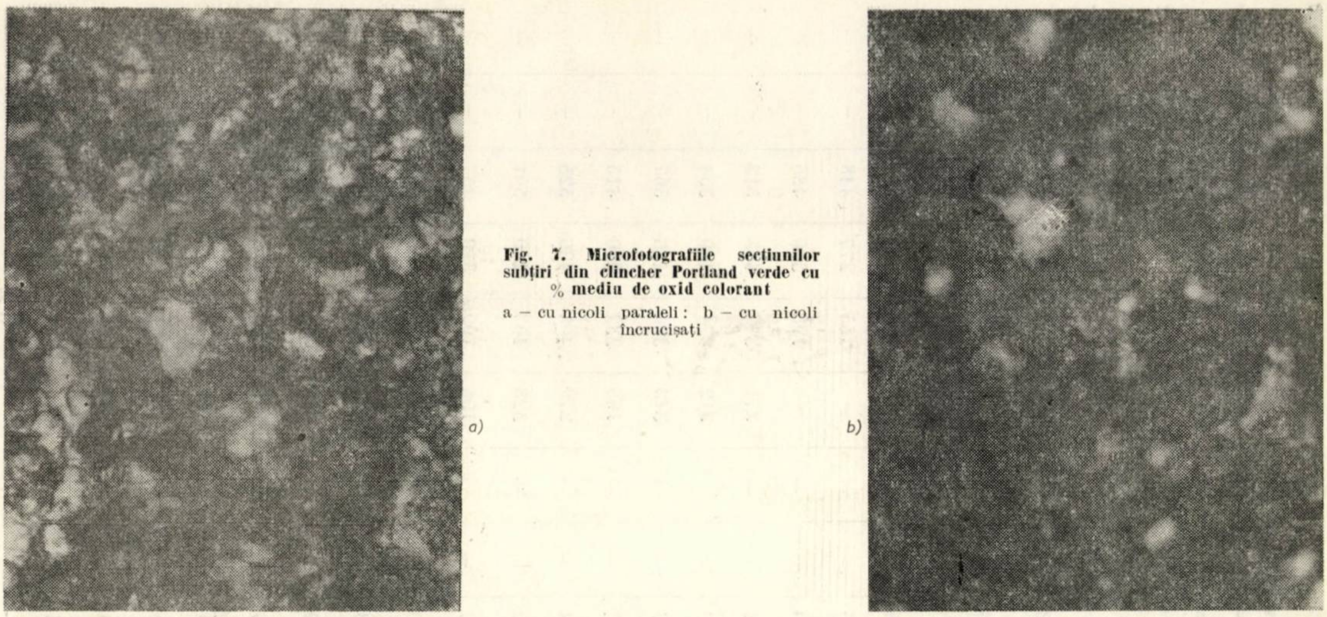


Fig. 7. Microfotografiile secțiunilor subțiri din clincher Portland verde cu % mediu de oxid colorant

a – cu nicoli paraleli ; b – cu nicoli încrucișați

a)

b)

Clincherele cu adaos mai mare de oxid sînt colorate în verde aprins, culoare care se observă în special la componentul alitic și mai puțin la componentul belitic.

Analizarea secțiunilor subțiri și lustruite de clinchere Portland verzi confirmă existența granulelor de alit cu dimensiuni variabile, în funcție de componența chimică, modulii, condițiile de clincherizare și răcire.

Observațiile asupra secțiunilor subțiri de clinchere Portland verzi, efectuate de secția Cercetări Chimice I.C.M.P.C., precum și fotografiile indică următoarele :

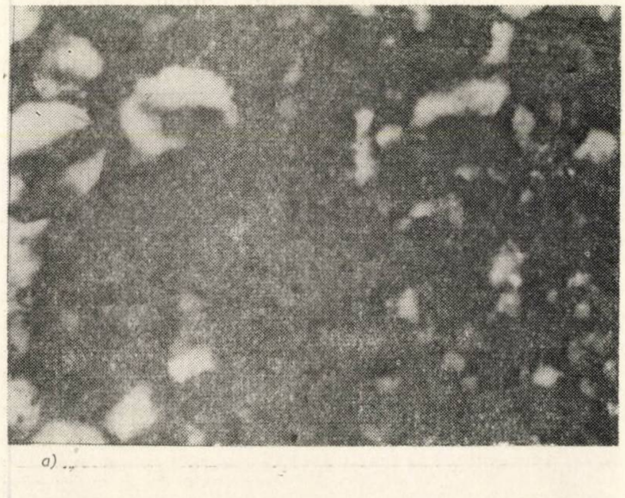
— clincherele verzi în care oxidul este introdus în cantități mici prezintă granule de alit și belit slab colorate, cu nicoli în paralel și cu nicoli încrucișați ;

— clincherul cu procente mai mari de oxizi coloranți prezintă granule de alit de 0,025—0,030 mm și de belit de 0,05 mm, mai colorate decît precedentele ; se observă granule de belit colorate în galben-roșcat grupate inelar și care ating uneori dimensiunea 0,055 mm ;

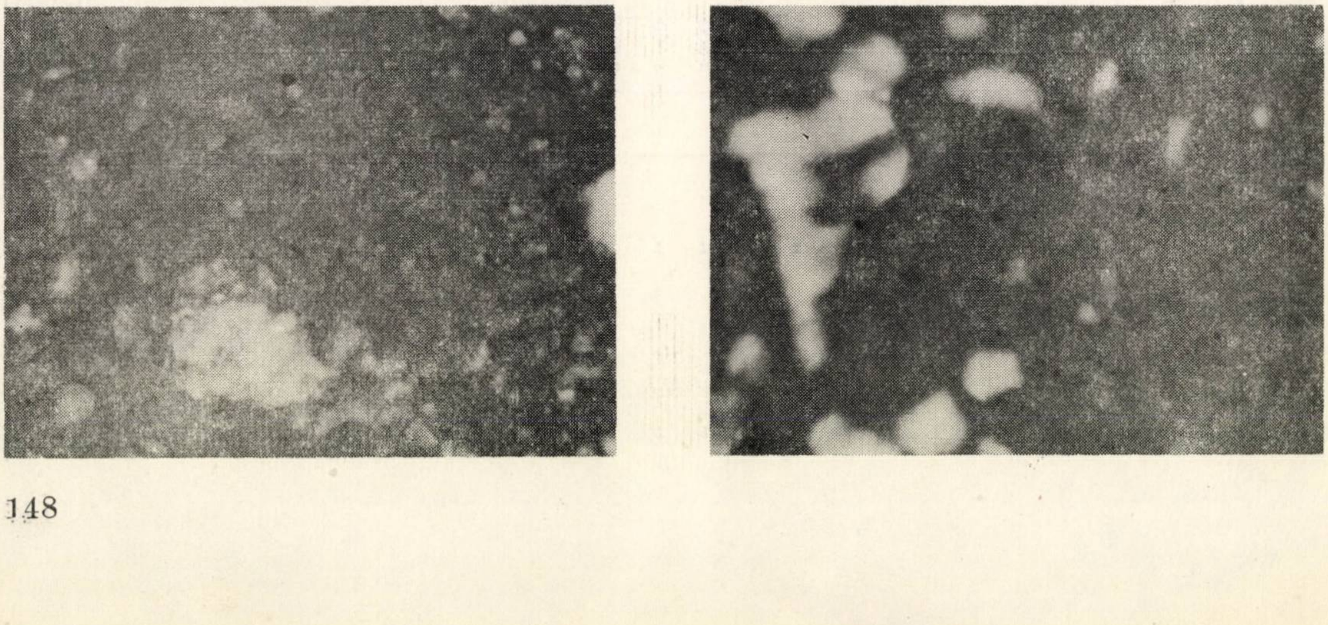
— clincherele cu procente maxime de oxizi coloranți, în secțiuni subțiri cu nicoli în paralel indică granule de alit de 0,025—0,030 mm intens colorate în verde, și granule de belit de 0,085 mm, mai puțin colorate în verde ;

— clincherul cu procent mediu de oxizi coloranți, în secțiuni subțiri cu nicoli în paralel, indică granule de alit de 0,03—0,035 mm, intens colorate în verde, și granule de belit pînă la 0,082 mm, mai puțin colorate în verde.

Figurile 7 și 8 indică cristale de alit mai mici dar bine conturate și intens colorate în verde, cu nicoli paraleli, în timp



a)



b) c)

Fig. 8. Microfotografiile secțiunilor subțiri din clincher Portland verde cu % mare de oxid colorant

a–b – cu nicoli paraleli ; c – cu nicoli încrucișați ce cristalele de belit sînt mai mari, dar mai slab colorate în galben-verzui.

Cu nicoli încrucişaţi culoarea galbenă a componentului belitic este mai accentuată.

2.1. Rezistenţele mecanice

Cimenturile verzi rezultate din clincherele verzi au avut în general rezistenţe la compresiune şi tracţiune de acelaşi ordin de mărime cu cimentul alb etalon, fără adaos de oxizi coloranţi, în materiile prime (tabela 1, fig. 9).

Cimentul cu% mic de oxid pînă la vîrsta de un an s-a comportat similar cimentului alb etalon, avînd practic aceleaşi rezistenţe : 36,5 kgf/cm^2 tracţiunea şi 611 kgf/cm^2 compresiunea, faţă de 37,8 kgf/cm^2 tracţiunea, respectiv 601 kgf/cm^2 compresiunea cimentului alb.

În general valoarea rezistenţei la compresiune depăşeşte 500 kgf/cm^2 la vîrsta de 28 de zile.

Prin mărirea suprafeţelor specifice se sporesc rezistenţele la 24 ore de la turnare.

Unele cimenturi verzi au rezistenţe mari la 24 de ore de la turnare depăşind uneori 300 kgf/cm^2 rezistenţă la compresiune şi 35 kgf/cm^2 rezistenţă la tracţiune.

2.2. Fabricarea unor loturi de cimenturi din clincher verde la fabrica Comarnic

În noiembrie-decembrie 1966 s-au realizat, pe baza rezultatelor pozitive obţinute în faza de laborator la I.C.M.P.C., două loturi de ciment verde închis şi verde deschis, precum şi negru din clinchere Portland verde şi negru la fabrica Comarnic în colaborare cu colectivul fabricii Comarnic : director V. Manole, ing. C. Petrescu, ing. M. Gheorghe etc.

Procentul de oxid colorant în clincherul Portland verde a fost constant, destul de apropiat de reţeta de laborator, ceea ce confirmă, pe de o parte, reproductibilitatea foarte bună a clincherului Portland verde, realizat în fază semiindustrială în colaborare cu fabrica Comarnic, faţă de clincherul realizat în laborator, şi pe de altă parte reproductibilitatea aproape perfectă a probelor prelevate din cuptor pe un interval de 4,30 ore.

Determinările conf. STAS 227—49 au indicat valorile :

a) Suprafaţa specifică	R/900	Priza începe	Priza sfîrşeşte	Constanţa de volum turte	Constanţa de volum inele
2 736	0,3	2,00	3,30	bune	2 mm

b) Rezistenţa la tracţiune (kgf/cm^2)					Rezistenţa la compresiune (kgf/cm^2)				
1z	3z	7z	28z	90z	1z	3z	7z	28z	90z
11,4	14,7	19,0	29,3	35,7	126	242	304	416	484

Determinările conf. ISO—Tc—74 au fost următoarele :

Rezistenţa la încovoiere (kgf/cm^2)					Rezistenţa la compresiune (kgf/cm^2)				
1z	3z	7z	28z	90z	1z	3z	7z	28z	90z
9,85	24,3	43,2	61,6	68,7	47	147	224	393	449

Rezistenţele mecanice au fost mai reduse faţă de cimenturile obţinute în laborator, datorită probabil suprafeţei specifice de 2 730 cm^2/g realizată semiindustrial faţă de 3 175 cm^2/g a cimentului realizat în laborator.

Determinările pe mortare şi betoane cu cimenturile verde deschis şi verde închis, fabricate în loturile semiindustriale la fabrica Comarnic, executate de ing. Marcel Şerban (secţia AMC — ICMPC) au indicat următoarele rezultate (tabela 2) :

— caracteristicile mortarelor (1 :4) cu nisp 0—3 mm indică R_c la 28 de zile = 151 kgf/cm^2 şi cu nisip 0—4 mm, R_c la 28 de zile = 177 kgf/cm^2;

— uzura mortarului cu ciment verde închis are valoare mică, de 0,33 mm;

— valoarea R_c la 28 de zile a betonului cu ciment verde închis este 296—289 kgf/cm^2;

— contracţia betonului cu ciment verde închis (0—15 mm) este 0,16 mm/m.

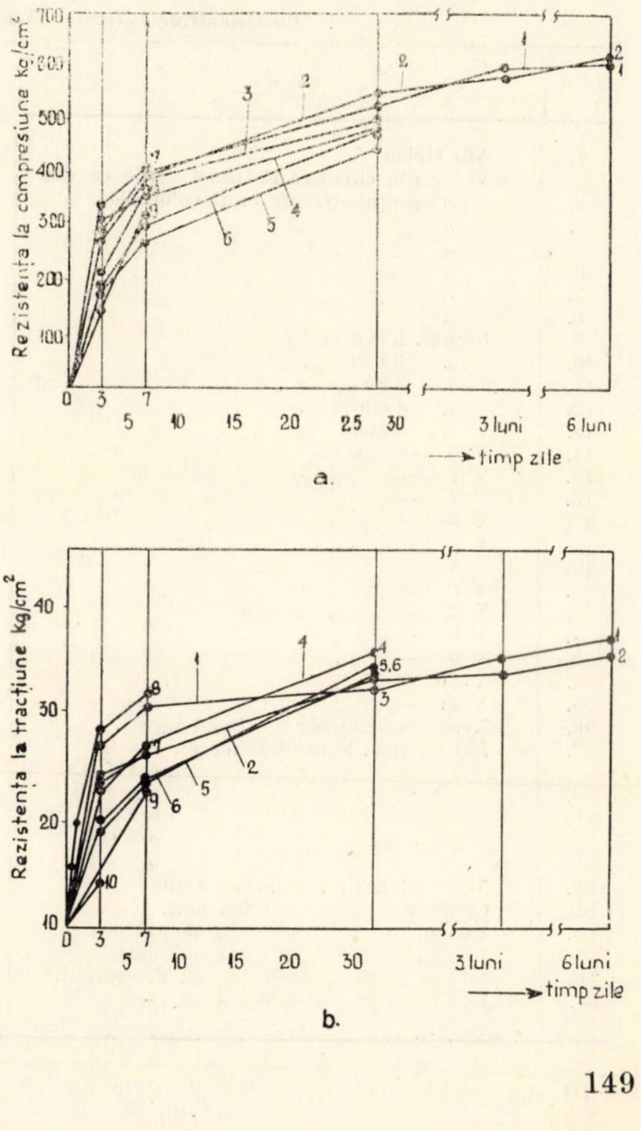
2.3. Rezistenţa culorii

Cimenturile colorate obţinute din clinchere Portland verzi au avut coeficienţii de reflexie variabili, în funcţie de compoziţia chimică a materiilor prime, de modulii folosiţi şi, într-o măsură mai accentuată, în funcţie de procentul oxizilor coloranţi introduşi, constatîndu-se că mărirea cantităţii conduce la intensificarea culorii verzi, ajungînd la un coeficient de reflexie de 27—30 %. Cimenturile verzi rezultate din acelaşi clincher Portland verde, măcinate la suprafeţe specifice variabile, au coeficienţi de reflexie mai ridicaţi la suprafeţe specifice din ce în ce mai mari (tab. 3).

În cazul păstrării condiţiilor riguroase ale modulilor materiilor prime şi mai ales a conţinutului de oxid colorant, coeficientul de reflexie (nuanţa culorii) are aceeaşi valoare, ceea ce confirmă reproductibilitatea bună a culorii.

Fig. 9. Rezistenţele la compresiune şi tracţiune conform STAS 227/49 ale cimenturilor Portland colorate verde

1 — ciment Portland alb etalon; 2 — ciment Portland cu % mic de oxid colorant; 3 — ciment Portland cu % mediu de oxid colorant; 4 — ciment Portland cu % mediu de oxid colorant; 5 — ciment Portland cu % mediu de oxid colorant; 6 — ciment Portland cu % mare de oxid colorant; 7 — ciment Portland cu % mediu; 8 — ciment Portland cu % mic; 9 — ciment Portland cu % mare de oxid colorant.



Mortare și betoane cu cimenturile verde și negru în nov—

Cimentul	Caracteristicile cimentului				Încercări preliminare mortar (1 : 4) cu nisip 0/3 mm				Mortar	
					γr/28	Doz. cim.	Diverse caract.	R_c 28 z	γr/28	Dozaj
Verde deschis 1 003	Compr. Tracț.	3z 236 22	7z 272 23	28z 364 33	2 235 pr	390	A/C = 0,72	151	2 225	385
	Priza 1,45 — 3 ore Finețe R/009 = 3,9 %				2 118/28 kg/m^3	kg/m^3	Răsp. = 50 cm Tasare = 5,5 cm	kg/cm^2	2 095 kg/m^3	kg/m^3
Verde închis 1 009	Compr. Tracț.	3z 212 21,7	7z 244 17,6	28z 320 32,1	2 220 pr 2 090	390 kg/m^3	A/C=0,70 Răsp. = 46,5 m Tasare = 5,0 cm	151 kg/cm^2	2 175 2 080	380 kg/m^3
Negru 1 010	Compr. Tracț.	3z 241 26,5	7z 296 24,3	28z 403 39,2	2 300 pr 2 118 kg/m^3	420 kg/m^3	A/C = 0,46 Răsp. = 42 cm Tasare = 4,2 cm	191 kg/cm^2		

Tabela 3

Coeficienți de reflexie. Cimenturi din clinchere colorate verzi

Nr. crt.	Cimentul	ρ alb	ρ albastru	ρ roșu	ρ verde
1.	Alb etalon	85,0	84,7	77,1	76,1
2.	Verde din clincher Portland verde cu diferite proporții de oxizi coloranți	57,7	57,5	40,3	63,9
3.		48,2	40,8	36,0	54,7
4.	,,	50,1	44,8	36,3	57,8
5.	,,	44,6	36,1	33,3	51,3
6.	,,	38,72	33,7	34,32	21,5
7.	,,	33,92	27,2	30,72	18,35
8.	,,	29,00	24,4	26,32	14,88
9.	Supraf. 2 000 cm^2/g	43,6	33,7	38,62	29,0
10.	,, 3 000 ,,	32,4	26,1	22,0	31,7
11.	,, 3 500 ,,	33,0	26,6	22,4	32,4
12.	,, 4 000 ,,	41,8	25,9	22,5	31,3
13.	,, 4 500 ,,	43,0	27,1	22,8	32,6
14.	V 0 — verde	55,0	53,1	50,7	49,9
15.	V 1 — ,,	55,1	49,9	49,6	50,7
16.	V 2 — ,,	48,4	39,4	44,2	42,9
17.	V 3 — ,,	39,0	33,9	33,6	37,4
18.	V 4 — ,,	33,5	25,1	29,0	31,1
19.	V 5 — ,,	23,1	15,7	20,5	20,9
20.	V 6 — ,,	37,2	29,3	32,8	34,9
21.	V 7 — ,,	33,3	27,2	31,7	18,25
22.	V 8 — ,,	14,6	10,9	12,8	13,0
23.	V 9 — ,,	36,8	33,7	34,3	27,8
24.	V 10 — ,,	31,7	22,6	28,8	27,8
25.	V 11 — ,,	15,6	10,9	12,7	13,2
26.	Verde din clincher Portland verde	32,7	34,7	26,0	30,1
27.	Lot semiind. Fabrica Comarnic ora 24	37,0	39,5	38,0	22,3
	ora 1,0	36,2	27,3	32,8	31,9
28.	ora 1,30	40,6	33,0	36,4	35,9
29.	ora 3,0	37,3	29,0	43,8	43,2
30.	ora 3,0	37,4	28,5	33,9	33,0
31.	ora 4,30	36,9	29,2	33,2	32,2
32.	Verde etalon din clincher verde	35,7	31,7	28,8	34,2
33.	Clincher verde + 0,2 % naft.	31,4	29,7	27,0	39,7
34.	Idem + 0,2 % ul. palm	31,2	29,6	36,8	29,6
35.	Idem + 0,2 % ac. oleic	31,0	29,2	26,0	29,3
36.	Idem + 0,1 % ul. fl. soarelui	31,7	30,2	27,0	30,2
37.	Idem + 0,1 % ac. oleic	31,5	30,3	27,2	30,2

Tabela 2

realizate în fază semiindustrială la fabrica Comarnic dec. 1966.

cu nisip 0/4 mm					Beton 0/15 mm				
	Rc/28								
Diverse caract.	cub 7/7	cub 10%10	Aderențe	Uzura	7/28	Dozaj	Diverse caract.	R^{c}_{28}	Contracție
A/C=0,5 Răsp. = 35 cm Tasare = 1,9 cm	—	177 kg/cm^2	—	—	2 425 2 350 kg/m^3	360 kg/m^3	A/C=0,5 Răsp. = 30 cm Tasare = 0,8 cm	296 kg/cm^2	0,16 mm/m
A/C = 0,70 Răsp. = 37 cm Tasare = 1,6 cm	175 kg/cm^2	171 kg/cm^2	17,7 kg/cm^2	0,43 mm	2 470 kg/m^3	366 kg/m^3	A/C = 0,5 Răsp. = 31 cm Tasare = 0	289 kg/cm^2	0,15 mm/m

Rezistența culorii probelor din pastă de consistență normală, a probelor de mortare STAS 227–29 și ISO–TC–74, menținute în apă și în aer timp de peste un an și jumătate, este bună.

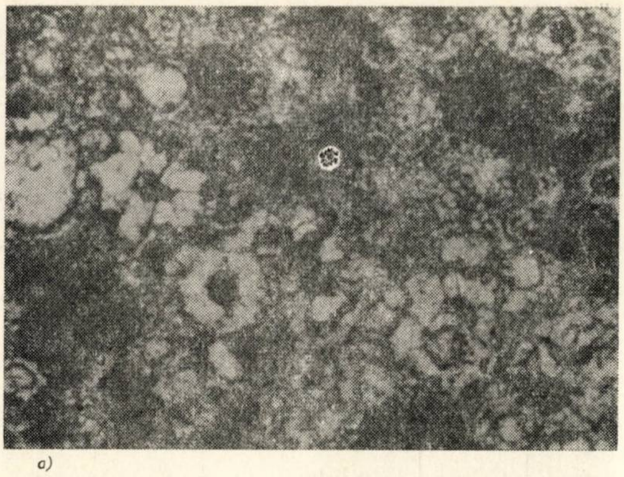
Cimenturile verzi s-au supus tratamentului cu radiații ultraviolete timp de maximum 80 de ore, după care s-au examinat și nu s-au observat pete sau eflorescențe, dovedind o mare stabilitate a culorii. Cimenturile din clinchere Portland verzi, cu cantități foarte mici de oxizi supuse la tratament hidrotermal, dovedesc o oarecare instabilitate a culorii, fenomen ce se observă la probele de azbociment colorat.

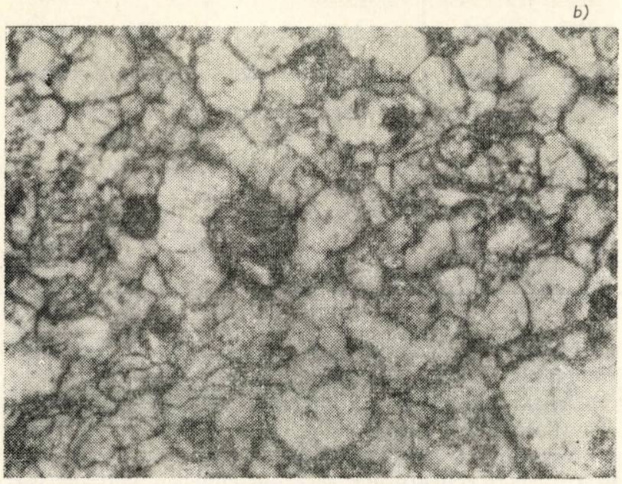
Probele din pastă cu cimenturi colorate, supuse la 30 cicluri de 4 ore îngheț la −15°C, 2 ore dezgheț la 20°C și 2 ore ploaie artificială, confirmă rezistența sporită și stabilitatea culorii cimenturilor verzi din clinchere Portland verzi, în comparație cu cimentul verde (cu același coeficient de reflecție) obținut cu 5 % oxid de crom, sau 5 % verde decorativ.

Tabela 4

Cimenturi colorate hidrofobe
STAS 227/49

Ciment colorat	% oxid colorant	Adaus hidrofob (%)	Supraf. specif. (cm^2/g)	Rezistența la tracțiune (kgf/cm^2)				Rezistența la compresiune (kgf/cm^2)			
				1 z	3 z	7 z	28 z	1 z	3 z	7 z	28 z
Alb etalon	—	—	3 000	—	19,9	20,9	28,5	—	321	379	446
Alb	—	0,04 Siliconi	3 000	—	18,5	23,5	26,8	—	340	403	427
Alb	—	0,08 Siliconi	3 870	—	23,7	24,7	28,3	—	340	397	403
Alb	—	0,16 Siliconi	4 190	—	22,7	24,6	28,9	—	327	364	410
Alb etalon	—	—	3 300	—	—	9,0	25,7	73	98	133	387
Alb hidrofob	—	0,2 % acid naft.	3 300	—	—	—	18,2	47	72	80	187
			3 300	—	—	—	18,8	50	52	66	220
Alb hidrofob	—	0,2 % oleină									
Alb hidrofob	—	0,2 % ul. palm	3 300	—	—	20,2	30,3	82	101	268	402
Roșu etalon (mixt) din clincher alb	Oxid roșu de fier 3,0	—	3 835	—	20,9	23,3	28,3	—	311	347	486
Roșu hidrofob	„ 3,0	0,04 Siliconi	3 705	—	21,2	24,5	28,0	—	320	378	447
Roșu hidrofob	„ 3,0	0,08 Siliconi	3 945	—	21,4	23,7	25,0	—	323	367	423
Roșu hidrofob	„ 3,0	0,16 Siliconi	4 215	—	22,6	25,7	29,2	—	347	382	467
Verde etalon din clincher	din clincher	—	3 300	—	15,0	20,6	27,0	117	152	221	272
Verde hidrofob din clincher	Procente variabile de oxizi coloranți în clincher	0,2 % acid naft.	3 300	—	11,0	16,2	24,2	18	85	163	245
Verde hidrofob		0,2 % oleină	3 300	—	13,8	19,2	25,0	23	141	206	267
Verde hidrofob	„	0,2 % ul. palm	3 300	—	14,3	22,4	31,4	16	73	196	315
Verde hidrofob	„	0,2 % ul. fl.soarelui	3 300	—	0	20,8	28,6	20	30	198	306
Verde hidrofob	„	0,1 % oleină	3 300	—	15,1	22,1	29,6	24	113	232	355





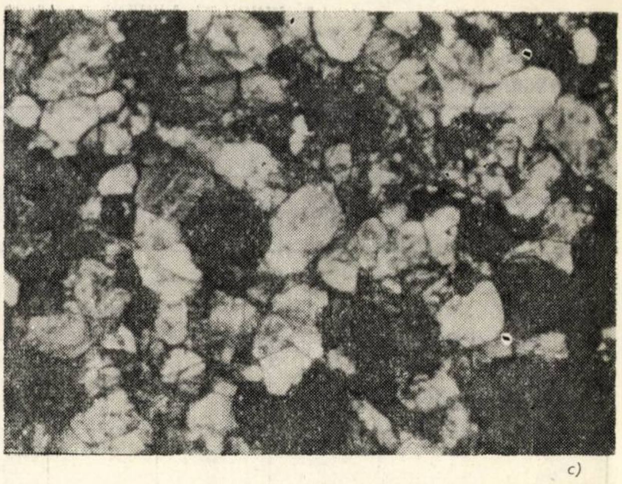


Fig. 10. Microfotografiile secțiunilor subțiri din clincher Portland galben. Granule de belit cu dispoziție inelară, maclate

a — cu nicoli paraleli % mediu de oxid colorant; b — cu nicoli paraleli % mare de oxid colorant; c — cu nicoli încrucișați % mare de oxid colorant

2.4. Cimenturi verzi hidrofobe

Pentru înlăturarea fenomenului de eflorescență s-au realizat în laborator cimenturi din clinchere verzi, hidrofobe, folosind ca agent de hidrofobizare următoarele substanțe: 0,1 și 0,2% acid oleic, 0,2% ulei de palm, 0,2% acizi naftenici și 0,2% ulei de floarea soarelui (tab. 4).

Cei mai slabi agenți hidrofobizanți s-au dovedit acizii naftenici, la care fenomenul de eflorescență nu a fost înlăturat integral.

Cimenturile verzi hidrofobe au prezentat același coeficient de reflexie și rezistențe mecanice de același ordin de mărime cu cimentul verde etalon nehidrofob.

3. CIMENTURI GALBENE

Cimenturile galbene s-au realizat pe baza materiilor prime pentru ciment alb, folosind modulii în limite foarte largi, pentru a studia efectul oxidului fondant și colorant asupra componenților mineralogici ai clincherelor galbene obținute și asupra caracteristicilor acestora.

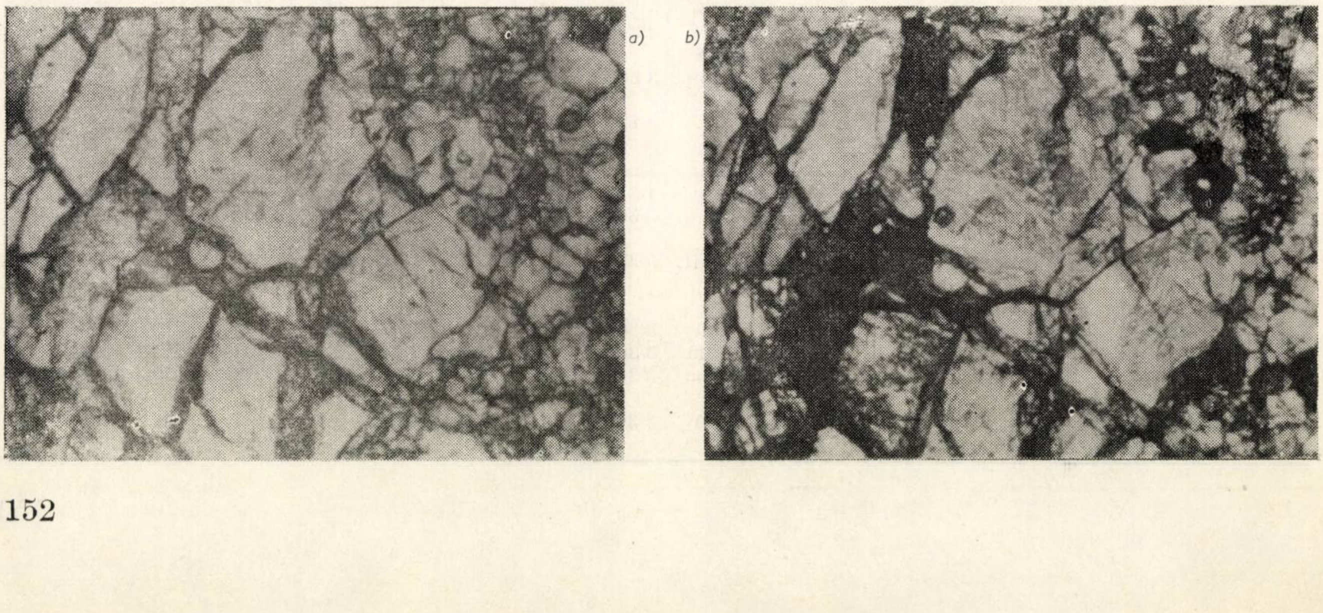
Cimenturile galbene se încadrează în sistemul $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ (fig. 3) la care se introduce oxidul colorant în vederea obținerii unor clinchere Portland galbene în diferite nuanțe.

Materiile prime folosibile la cimenturile din clinchere galbene se selecționează în limite mai largi, deoarece oxidul colorant neasociat cu oxidul de mangan sau cu oxidul de crom nu provoacă colorația brună-cenușie a cimenturilor obișnuite, mai ales în condițiile de clincherizare și de răcire puternic reducătoare. În felul acesta se pot obține clinchere Portland galbene din făinile brute pentru cimentul obișnuit și astfel se poate reduce sensibil prețul de cost al cimenturilor galbene.

La încercările de laborator s-au folosit mai mulți oxizi coloranți.

Fig. 11. Microfotografiile secțiunilor subțiri din clincher Portland galben cu % mare de oxid colorant — Cristale de belit dezvoltate 250—300 microni Se observă lamelele de maclă

a — cu nicoli paraleli; b — cu nicoli încrucișați



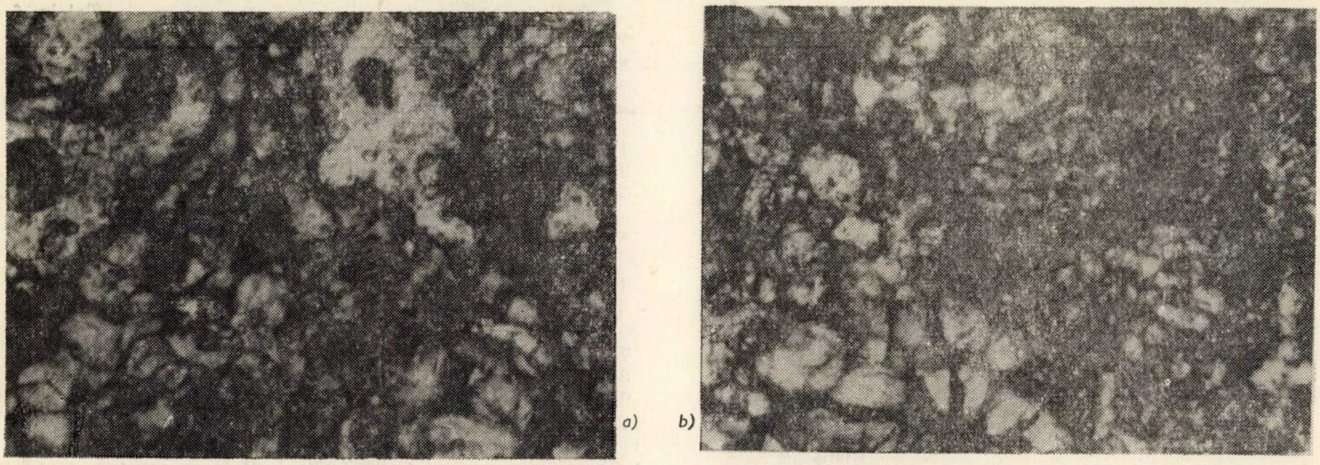


Fig. 12. Microfotografiile secţiunilor subţiri din clincher Portland galben cu % mare de oxid colorant
a – nicoli paraleli (alit predominant): b – nicoli paraleli (granule dezvoltate de belit mai puţin colorate decît restul granulelor de alit)

Oxizii coloranţi s-au introdus în materiile prime pentru ciment alb în procente variabile, funcţie de coeficienţii de reflexie, de nuanţa culorii urmărite.

Microfotografiile executate pe secţiunile subţiri şi lustruite din clinchere Portland galbene, de diferite compoziţii şi cu adaosuri variabile de oxizi coloranţi, au indicat proporţie sporită de C_3S şi C_2S la reţetele cu moduli ridicaţi, în special cu calcea standard ridicată. Cristalele de alit sînt numeroase, intens colorate în galben roşcat şi de dimensiuni cuprinse în general între 20 şi 35 microni (fig. 10, 11, 12).

Cristalele de belit sînt mai numeroase şi mai bine formate, ajungînd la 80 microni. De asemenea, se observă o cantitate sporită de component C_4AF faţă de cimenturile albe cu modulii în aceleaşi limite la care nu s-a introdus oxidul colorant.

Menţionăm că adaosul oxizilor coloranţi coboară punctul eutectic de vitrificare cu 50—80°C, dovedind astfel acţiunea fondantă şi mineralizatoare în materiile prime pentru ciment alb.

Probele cu procent mic de oxid colorant în secţiuni subţiri cu nicoli în paralel prezintă granule de alit de 0,012—0,025 mm incolore sau slab colorate şi granule de belit de 0,025—0,050 mm mai intens colorate în galben.

Probele cu procent mare de oxid colorant în secţiuni subţiri şi cu nicoli în paralel prezintă granule de alit de 0,05 mm intens colorate în galben şi granule de belit de 0,08 mm uneori grupate inelar mai puţin colorate în galben. La o probă cu procent mediu de oxid colorant se observă granule de belit foarte dezvoltate pînă la 250—300 microni, care sînt mult mai slab colorate decît restul granulelor mici de alit.

3.1. Rezistenţele mecanice

Din punct de vedere al rezistenţelor mecanice cimenturile galbene au avut rezistenţele mecanice în funcţie de compoziţia mineralogică, modulii folosiţi şi cantitatea de oxid colorant şi fondant introdus.

Cimentul cu procent mediu de oxid colorant a avut rezistenţele mecanice la 28 de zile de 34,3 — 542 kgf/cm², faţă de cimentul alb etalon, care a avut valorile 32,3—532 kgf/cm² (tab. 5, fig.13).

La vîrsta de un an rezistenţele mecanice se menţin la valori cuprinse în limitele 41,8—609 kgf/cm², faţă de 37,8—601 kgf/cm² ale cimentului alb etalon.

Cimenturile galbene cu conţinut mai mare de component alitic prezintă rezistenţe la 24 de ore de la turnare în limitele

Tabela 5

Cimentul	Supraf. specif. (cm²/g	Tracţiune (kgf/cm²)							Compresiune (kgf/cm²)					
		1 zi	3z	7z	28 z	90z	180 z	1 an				90z	180	1 an
									$\boxed{3z}$	$\boxed{7z}$	$\boxed{28z}$			
Alb etalon	3 085	—	26,6	30,3	32,3	35,1	37,0	37,8	300	403	532	597	601	601
Cimenturi din clinchere Portland galbene cu diferiţi oxizi coloranţi în procente variabile	2 710	—	—	23,1	30,1	—	—	—	227	358	503	—	—	—
	2 860	—	23,1	25,9	32,0	—	—	—	282	376	502	—	—	—
	3 000	—	29,3	30,3	34,3	35,7	37,2	41,8	255	342	542	563	596	609
	2 330	—	22,0	22,9	33,0	—	—	—	220	254	400	—	—	—
									$\boxed{1z}$	$\boxed{3z}$	$\boxed{7z}$	$\boxed{28z}$		
,,	3 316	19,4	21,8	26,7	29,6	—	—	—	198	267	361	455	—	—
,,	3 430	20,6	26,6	29,2	35,9	—	—	—	209	313	421	426	—	—
,,	3 230	16,6	25,2	30,2	23,8	—	—	—	168	295	425	447	—	—
,,	3 500	17,6	25,5	30,6	33,1	—	—	—	175	317	439	515	—	—
,,	3 900	20,6	21,2	26,6	37,1	—	—	—	257	373	442	560	—	—
,,	3 310	12,6	15,0	18,7	28,1	—	—	—	208	308	422	491		
,,	3 290	14,4	18,1	24,0	29,0	—	—	—	205	331	451	482	—	—
,,	3 305	—	9,5	21,4	35,8	—	—	—	55	82	217	431	—	—
,,	3 270	—	—	17,0	31,3	—	—	—	45	56	160	377	—	—
,,	3 300	—	—	17,1	34,0	—	—	—	35	67	170	388	—	—
,,	3 300	11,5	18,9	29,0	33,6	—	—	—	146	273	437	507	—	—
,,	3 300	12,3	21,5	26,2	35,1	—	—	—	137	268	427	503	—	—
,,	3 300	12,7	25,2	29,5	33,0	—	—	—	117	307	442	580	—	—

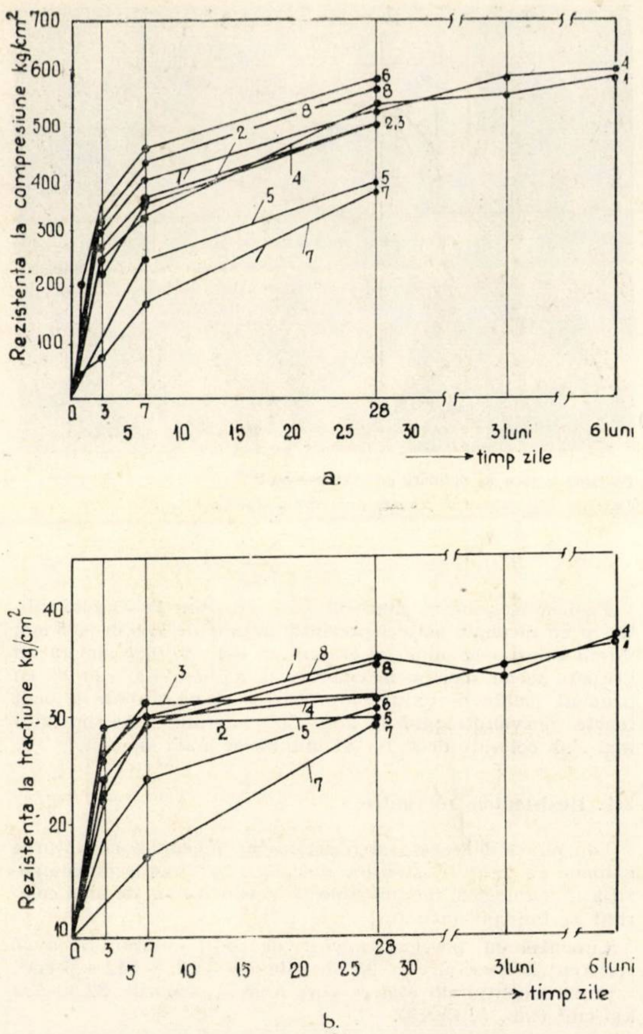


Fig. 13. Rezistența la compresiune și tracțiune conf. STAS 227/49 a cimenturilor Portland colorate galben

1 – ciment Portland alb etalon; 2 – ciment Portland cu % mic de oxid colorant; 3 – ciment Portland cu % mediu de oxid; 4 – ciment Portland cu % mediu de oxid; 5 – ciment Portland cu % f. mic de oxid; 6 – ciment Portland cu % mare; 7 – ciment Portland cu % mare de oxid; 8 – ciment Portland cu % mare de oxid

205–257 kgf/cm² la compresiune și 12,6–20,6 kgf/cm² la tracțiune, în timp ce cimenturile cu conținut mai mare de component belitic prezintă rezistențe la compresiune la 24 ore de la turnare în limitele 35–55 kgf/cm² și practic nu au rezistență la tracțiune.

Cimenturile Portland galbene au avut finețea de măcinare cuprinsă în limitele 3 300–3 500 cm²/g.

Priza și constanța volumetrică au variat la toate cimenturile în limitele normale ale cimenturilor Portland obișnuite, neobservîndu-se vreo anomalie.

3.2. Rezistența culorii

Cimenturile rezultate din clincherele Portland galbene au avut coeficienții de reflexie din tabela 6, care variază în limite largi (30–59 %) în funcție de compoziția și modulii materiilor prime și, în mod special, în funcție de procentul oxizilor coloranți și fondanți introduși.

În general, cimenturile galbene din clincherele colorate au avut coeficienții de reflexie de același ordin de mărime cu cimenturile din clincher Portland alb și adaos la măcinare de 1–5 % oxid galben de fier.

În cazul păstrării riguroase a modulilor făinilor brute și mai ales a conținutului în oxid colorant, coeficientul de reflexie (nuanța culorii) are aceeași valoare, ceea ce confirmă reproductibilitatea foarte bună a culorii.

Tabela 6

Nr. crt.	Cimentul	ρ alb	ρ albastru	ρ roșu	ρ verde
1.	Alb etalon	85,0	84,7	77,1	76,1
2.	cimenturi din clinchere galbene cu diferiți oxizi coloranți procente variabile	59,2	51,8	65,6	60,8
3.		30,78	26,7	25,3	24,8
4.	,,	42,7	41,3	49,4	44,8
5.	,,	31,9	22,9	44,5	34,1
6.	,,	30,7	26,5	25,10	25,8
7.	,,	55,7	57,3	44,8	54,6
8.	,,	48,8	63,1	49,6	45,3
9.	,,	33,7	30,0	27,1	30,0
10.	,,	32,1	50,0	26,0	26,3
11.	,,	50,8	68,0	43,3	50,7
12.	,,	50,8	65,5	40,1	47,4
13.	,,	34,9	50,4	27,9	31,0
14.	,,	41,7	45,0	33,6	39,7
15.	,,	35,4	50,4	38,2	32,7
16.	,,	50,7	65,9	40,9	49,9
17.	,,	47,6	47,5	38,1	50,1
18.	,,	44,9	47,8	35,8	44,8
19.	,,	38,2	52,0	30,5	36,5

Observațiile efectuate timp de peste un an și jumătate asupra culorii probelor din pastă de consistență normală (mortare vîrtoase STAS 227–49 și plastice ISO–Tc–74) au indicat o bună stabilitate a culorii galbene la apă și la aer.

Cimenturile galbene supuse tratamentului cu radiații ultraviolete timp de 80 de ore nu au prezentat pete sau eflorescențe, dovedind astfel o mare stabilitate a culorii.

Probele din pastă de cimenturi galbene supuse la 30 de cicluri: 4 ore îngheț la –15°C, 2 dezgheț în aer de laborator 20°C și 2 ore ploaie artificială, au prezentat o bună stabilitate a culorii la acest tratament.

4. CIMENTURI NEGRE

Cimenturile negre se încadrează în sistemul cuaternar $CaO-SiO_2-Al_2O_3-Fe_2O_3$ (fig. 4) la care se introduc oxizi coloranți și fondanți.

În laborator s-au căutat soluții pentru realizarea clincherelor Portland negre pe baza materiilor prime pentru ciment alb, precum și pe baza materiilor prime pentru ciment Portland obișnuit, introducînd adaosuri variabile de oxizi coloranți și fondanți.

Pentru studierea influenței oxizilor asupra coeficientului de reflexie, a gradului de ardere și a rezistențelor mecanice, s-a procedat la introducerea lor în făinile brute pentru ciment alb, sau în făina brută pentru ciment obișnuit, de la Fabrica Medgidia.

Se constată coeficienți de reflexie mai reduși în funcție de procentul oxizilor coloranți, adică cimenturile cele mai negre au procentul cel mai mare de oxizi coloranți.

4.1. Rezistențele mecanice

Cimenturile rezultate din clincherele negre prezintă rezistențe mecanice la 28 de zile cuprinse în limitele 300–500–642 kgf/cm² la compresiune și 30–33,2 și 38,7 kgf/cm² la tracțiune (tab. 7 și fig. 14).

Cimenturile rezultate din clincherele negre, la care s-a constatat fenomenul de pulverizare, nu au dat rezistențe mecanice superioare.

Tabela 7

Rezistențe mecanice STAS 227/49 ale cimenturilor colorate din clinchere Portland negre

Nr. crt.	Cimentul	Supraf. specif. (cm²/g)	R/900 (%)	R/4900 (%)	Apa (%)	Priza		Const. volum.		Tracțiune (kgf/cm²)				Compresiune (kgf/cm²)				Observații
						începe (ore)	sfîrș. (min.)	turte	inele	1z	3z	7z	28z	1z	3z	7z	28z	
1.	Alb etalon	3 085	0,2	5,2	25	2,15	4,00	bune	3	25,4	26,6	30,3	32,3	257	300	403	525	
2.	Cimenturi din clinchere Portland negre cu diferite proporții de oxizi și minereuri	2 550	0,3	3,5	25,3	1,40	2,15	bune	3	—	24,3	25,1	35,4	—	—	288	439	Fenomen prăfuire
3.	"	3 000	0,4	2,4	26,7	1,15	2,00	bune	4	27,5	28,0	31,7	37,7	307	447	551	575	
4.	"	2 365	0,2	1,0	26	1,30	3,00	bune	6	19,9	24,5	33,2	—	—	201	293	509	
5.	"	2 755	1,5	5,6	26	6,0	8,00	bune	6	—	10,6	15,6	23,7	—	111	184	315	Fenom. de prăfuire
6.	"	2 250	0	2,0	26,7	2,30	7,00	bune	5	—	29,2	34,0	38,7	320	346	520	643	
7.	"	2 300	0,5	3,1	21,67	3,45	5,45	neclar	4	—	3,4	8,2	20,2	—	360	69	203	Fenom. de prăfuire
8.	"	2 370	0,2	1,7	26,7	0,30	4,30	bune	3	—	27,9	31,7	38,1	—	352	475	545	
9.	"	3 000	0,4	2,5	27,0	1,10	4,50	bune	1	25,0	28,0	31,0	39,0	234	325	485	611	

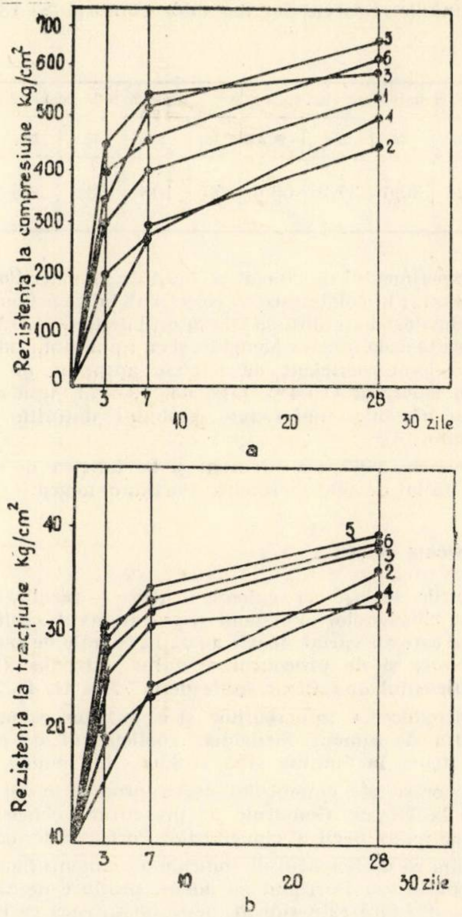


Fig. 14. Rezistențele la compresiune și tracțiune conf. STAS 227/49 ale cimenturilor Portland colorate negre din clinchere negre

1 — ciment Portland alb etalon ; 2 — ciment Portland negru cu % mic de oxid ; 3 — ciment Portland negru cu % mic de oxid ; 4 — ciment Portland Medgidia etalon ; 5 — ciment Portland cu % mare de oxid ; 6 — ciment Portland cu % mare de oxid

Cimenturile rezultate din clincherele negre bine clincherizate au dat rezistențe superioare etalonului, în special la 3 și 7 zile, ceea ce dovedește acțiunea fondantă și mineralizatoare a componenților hidraulici care reacționează mai puternic în primele zile de la turnare.

4.2. Fabricarea cimentului negru pe bază de clincher Portland negru la fabrica de ciment Comarnic

Pe baza rezultatelor pozitive obținute în laborator cu făina brută de la fabrica Medgidia, la care s-au introdus adaosuri variabile de oxizi coloranți sau minereuri s-a realizat în noiembrie-decembrie 1966 în colaborare cu colectivul fabricii Comarnic : director V. Manole, ing. șef C. Petrescu, ing. M. Gheorghe — un lot de ciment negru.

Determinările rezistențelor mecanice conform STAS 227—49 au indicat valorile :

a) R/4 900	Suprafața specifică (cm²/g)	Apa de consistență (%)	Priza		Constanța de volum	
			începe	sfîrșește	turte	inele
5,6	2 740	24,3	2 ore	3,30	bune	3

b) Rezistența la tracțiune (kgf/cm²)					Rezistența la compresiune				
1z	3z	7z	28z	90z	1z	3z	7z	28z	90z
11,4	14,7	19,0	29,3	35,7	126	242	304	416	484

Determinările rezistențelor mecanice conform STAS ISO-Tc—74 :

Rezistența la încovoiere (kgf/cm²)					Rezistența la compresiune				
1z	3z	7z	28z	90z	1z	3z	7z	28z	90z
12,9	23,6	30,6	37,2	66,0	50	108	180	325	452

Lotul experimental de ciment pe bază de clincher Portland negru, executat în colaborare cu colectivul fabricii Comarnic, pe baza tehnologiei stabilite în laboratorul de lianți I.C.M.P.C. cu făină brută de la fabrica Medgidia și cu un anumit adaos de minereu a avut coeficient de reflexie apropiat de rețeta folosită în laborator (15,4% față de 13,4%), însă a avut rezistențele mecanice mai reduse, probabil datorită fineței de măcinare.

În octombrie 1967 s-a efectuat şi la fabrica de ciment Medgidia un lot de 600 t clincher Portland negru.

4.3. Rezistența culorii

Cimenturile închise la culoare — negre — rezultate prin măcinarea clincherelor Portland negre au avut coeficienții de reflexie care au variat foarte mult în funcție de materiile prime folosite și de procentul oxidului introdus (tab.8), astfel coeficientul de reflexie scade de la 77 la 41, 4—29,9%.

Prin introducerea minereurilor şi a oxizilor coloranți la făina brută de ciment Medgidia, coeficientul de reflexie scade la 10,0% în lumina albă și 8,9% în lumina verde.

Probele orare ale cimentului negru produs în lot semi-industrial la fabrica Comarnic au prezentat coeficienți de reflexie mai reduși decît ai cimenturilor Portland normale.

Menționăm că coeficientul de reflexie al cimenturilor Portland obişnuite sau Portland cu adaos, produse de fabricile de ciment din țară este ridicat, peste 35%, ceea ce impune închiderea culorii pentru a satisface cererile la export.

Observațiile efectuate timp de peste un an și jumătate asupra culorii probelor din pastă de consistență normală și a probelor de mortare au indicat o bună stabilitate la aer și apă.

Probele din cimenturi negre s-au supus tratamentului cu radiații ultraviolete timp de 80 de ore, dovedind o bună stabilitate a culorii. De asemenea probe din pastă de cimenturi colorate s-au supus la 30 de cicluri, astfel : 4 ore îngheț la —15°C, 2 ore dezgheț în aer de laborator 20°C, 2 ore ploaie artificială ; nu s-a constatat apariția de eflorescențe sau pete de alte culori.

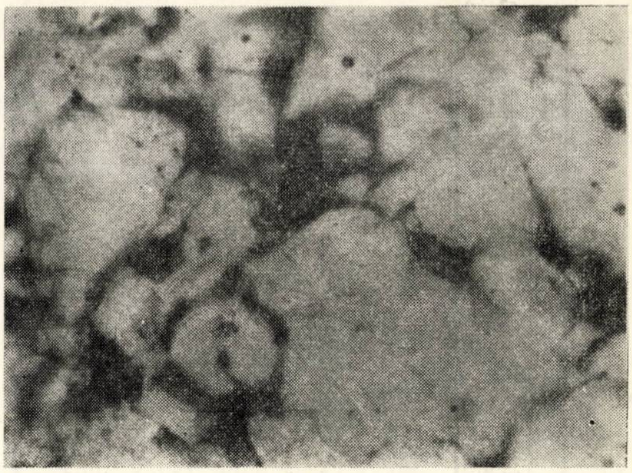


Fig. 15. Microfotografiile secțiunilor subțiri din clincher aluminos albastru cu % mic de oxid colorant

cu nicoli paraleli

Încercările efectuate pînă în prezent pentru obținerea cimenturilor colorate din clinchere Portland colorate au indicat posibilitatea limitată de culori și nuanțe : verde, galben și negru. De aceea, pentru completarea paletei de culori și studierea modului cum reacționează oxizii metalici fondanți și coloranți pe domenii de compoziție deosebite, s-au cercetat și cimenturi din clinchere aluminoase colorate.

5. CIMENTURI DIN CLINCHERE COLORATE DIN DOMENIUL COMPOZIȚIEI ALUMINOASE

Este cunoscut din literatura de specialitate că se fabrică azi la scară industrială, prin clincherizarea aluminei calcinate cu calcar de calitate superioară, cele mai pure forme de ciment aluminos compus aproape în întregime din oxid de calciu și alumină. Cimentul aluminos are drept componenți principali aluminați de calciu și poziția sa corespunde cimenturilor aluminoase, obişnuite și super-refractare din sistemul binar $CaO-Al_2O_3$ (fig. 2) și din sistemul ternar $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ (fig. 3).

Limitele între care variază conținutul în Al_2O_3 și CaO sînt aproximativ egale. Din diagrame se constată că suprafața aparține în întregime aluminatului monocalcic CA.

Tabela 8

Cimentul	ρ alb	ρ albastru	ρ roșu	ρ verde
Alb etalon	77	74,7	77,1	76,1
Ciment negru din clinchere negre	41,4	39,7	44,7	42,6
	38,9	37,8	44,6	41,3
	29,9	26,8	33,1	30,6
Ciment Medgidia etalon	15,4	14,26	12,25	11,75
Cimenturi negre din clinchere Portland negre cu diferite proporții de oxizi coloranți şı făină Medgidia	13,4	11,80	10,60	11,35
	10,85	10,32	8,45	8,93
	10,00	9,70	9,20	8,90
	14,00	14,20	13,20	12,00
	14,00	14,20	13,20	12,00
Ciment negru lot semiind. ICMPC — 1966				
Probe orare ore 24	10,5			
,, ,, ora 1,0	18,8			
,, ,, ora 1,3	8,8			
,, ,, ora 2,0	17,9			
,, ,, ora 2,30	18,5			
,, ,, ora 3,0	17,1			
,, ,, ora 3,3	16,5			

Tabela 9

Rezistențele mecanice — STAS 227—49, ale cimenturilor din clinchere aluminoase colorate

Nr. crt.	Cimentul	Suprafața specifică (cm²/g)	R/900 (%)	R 4900 (%)	Apa (%)	Priza (ore-minute)		Constanta de volum (mm)		Tracțiune (kgf/cm²)				Compresiune (kgf/cm²)			
						începe	sfîrșește	turte	inele	1 zi	3z	7z	28 z	1 zi	3z	7z	28z
1.	Alb etalon	3 510	0,1	2,5	27,0	0,20	0,35	bune	3	—	—	9,7	14,5	—	58	102	140
2.	Verde	3 178	0,2	3,5	23,0	0,50	0,10	bune	6	—	12,2	16,6	19,3	—	142	179	205
3.	Albastru	2 960	0,3	4,2	32,0	0,25	0,30	bune	2	—	13,1	13,3	15,0	—	103	129	161
4.	Galben	2 880	0,15	3,8	35,0	0,25	0,35	bune	2	—	—	—	16,6	—	—	—	164
5.	Galben	2 930	0,1	1,6	35,0	0,30	0,40	bune	2	—	13,9	17,1	17,7	—	161	221	236
6.	Maron	2 660	0,2	4,5	35,0	0,10	0,20	bune	3	—	10,8	13,1	18,1	—	107	126	158
7.	Maron	2 800	0,1	2,0	35,0	0,20	0,40	bune	2	—	—	9,7	17,2	—	—	157	261
8.	Alb superrefr.—Lafage										29,0	34,9	37,4	—	554	611	655
9.	Alb 11 — ICMPC									27,0	31,5			262	390	410	512
10.	Alb 12 — ICMPC									23,0	30,1			130	330	380	450
11.	Albastru									28,6	28,6	29,0	35,0	117	151	167	348
12.	Galben									34,4	35,6	35,8	37,0	228	272	320	450
13.	Maron									29,0	32,5	33,8	36,4	245	312	350	480

Proprietățile caracteristice ale cimenturilor aluminoase se datoresc aproape integral acestui compus, care conferă cimentului rezistențe inițiale mari, atingînd uneori după o zi de întărire 300 kgf/cm². Monoaluminatul de calciu cristalizează primul din topitură, iar răcirea lentă a topiturii permite separarea maximă a lui [1,2].

S-au realizat în laborator clinchere colorate aluminoase prin adaosuri de oxizi coloranți în masa de materii prime compuse din calcar, bentonită și alumină (tab. 9).

5.1. Rezistențele mecanice

Cimenturile obținute din măcinarea clincherelor aluminoase colorate au avut rezistențe mecanice la 28 de zile cuprinse în limite foarte largi — cum rezultă din tabela 9.

5.2. Rezistența culorii

Cimenturile colorate din clincherele aluminoase colorate au prezentat coeficienții de reflexie redați în tabela 10, în funcție de oxidul colorant introdus ; se remarcă puterea mare de colorare a oxidului la clincherul galben care a avut coeficientul de reflexie 30,5 %, aceeași nuanță față de cimentul galben obținut din clincher Portland galben cu procent dublu de oxid colorant, care a avut coeficientul de reflexie 30,7 %. De asemenea se remarcă puterea mare de colorare a oxizilor pentru clinchere negre. Ca și la cimenturile Portland, se constată că intensitatea culorii este funcție de procentul de oxid colorant introdus, obținîndu-se coeficienți de reflexie mai mari la procentele maxime de oxizi coloranți.

Observațiile efectuate timp de peste un an și jumătate asupra culorii probelor din pastă de consistență normală și pe mortare cu cimenturi aluminoase colorate indică o bună stabilitate a culorii la apă și aer. Probele din pastă cu cimenturi colorate aluminoase supuse la 30 de cicluri : 4 ore îngheț la —15°C, 2 ore dezgheț la 20°C și 2 ore ploaie artificială, au dovedit o bună stabilitate a culorii, neapărînd pete sau eflorescențe. Probele de pastă cu cimenturi aluminoase colorate, supuse tratamentului cu radiații ultraviolete timp de 80 de ore, au dovedit o foarte bună stabilitate a culorii.

CONCLUZII

1. Din materiile prime pentru ciment Portland alb, prin introducerea unor oxizi coloranți se obțin clinchere colorate structural (mineralogic) verde și galben, care prin finisare dau cimenturi cu rezistențe mecanice superioare (de peste 250 kgf/cm² la o zi și peste 500 kgf/cm² la 28 de zile) și o stabilitate a culorii mai mare decît a cimenturilor colorate din clincher alb și pigmenți coloranți.

Tabela 10

Coeficienți de reflexie
Cimenturi din clinchere aluminoase colorate

Nr. crt.	Cimentul	ρ alb	ρ albastru	ρ roșu	ρ verde
1.	Alb	75,5	—	—	—
2.	Albastru	63,8	68,5	58,4	63,9
3.	Verde	45,1	50,4	40,4	48,3
4.	Verde	48,7	54,2	44,5	52,1
5.	Galben	30,5	20,6	45,5	31,4
6.	Maron	22,9	21,6	24,7	24,0
7.	Alb	81,5	—	—	—
8.	Albastru	53,8	58,5	50,4	53,9
9.	Verde	45,1	50,4	40,4	45,3
10.	Galben	30,8	20,9	35,5	31,5
11.	Maron	22,5	21,5	24,2	24,5

Prin hidrofobizarea cimenturilor se evită integral fenomenul de eflorescență.

2. Din materiile prime pentru cimentul aluminos alb, prin introducerea oxizilor coloranți în proporțiile stabilite, se obțin clinchere aluminoase colorate în albastru, maron, galben, roz și verde, care prin finisare dau cimenturi colorate cu o mare stabilitate a culorii și cu rezistențe mecanice corespunzătoare.

3. Cimenturile negre rezultate din materiile prime pentru clincherul Portland obișnuit, la care s-a introdus oxid colorant, fondant și minereuri în proporțiile stabilite, prezintă rezistențe mecanice superioare (500—600 kgf/cm²) și stabilitatea culorii în diferite medii.

4. Cimenturile din clinchere colorate prezintă eficiență tehnică superioară, au culori mai saturate, strălucitoare și mai stabile decît cimenturile rezultate din clincher alb și pigmenți coloranți. De asemenea, faptul că oxizii coloranți sînt introduși în amestecurile brute în proporții mult mai mici prezintă și o mare eficiență economică.

Pe baza rezultatelor se propune efectuarea unor loturi semiindustriale și industriale de cimenturi albe cu caracteristici superioare a cimenturilor din clinchere colorate, precum și a cimenturilor din clincher Portland alb cu pigmenți coloranți la fabrica Comarnic și Medgidia sau la Temelia, pentru a se asigura fabricarea industrială a întregii palete de cimenturi colorate în diferite nuanțe, de calitate superioară, necesare lucrărilor arhitectonice.

De asemenea se propune să se continue cercetarea diferitelor domenii de folosire a cimenturilor albe și colorate, precum și elaborarea normativelor de utilizare la ICMPC și INCERC în 1968 și 1969.

Cimenturile din clinchere Portland și aluminoase colorate s-au aplicat încă din anul 1966 la lucrări arhitectonice: finisaje interioare, exterioare, pardoseli (dale) sau în cîmp continuu, tencuieli, elemente prefabricate cu rezultate pozitive la: Consiliul Național al Cercetărilor Științifice, la Direcția monumentelor istorice, la lucrări de finisaj DSAPC — Iași și DSAPC — Constanța, la Întreprinderea Marmura — București și la Întreprinderea de prefabricate București, la Fabrica Azbociment — Oradea, precum și în alte localități din țara noastră.

Bibliografie

[1] Solacolu S: Chimia silicaților tehnici. București, Editura Tehnică, 1957.

[2] Teoreanu I.: Tehnologia liantilor și betoanelor. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1967.

[3] Taylor H. W.: Chimia cimenturilor 1965 vol. 1—2 Academia Pr ss, London, New-York.

[4] Cerepovski S. S., Aleșina O.K.: Producția de ciment alb și colorat. Rev. Stroizdat, 1964.

[5] Venuat M.: Studiul comportării cimenturilor colorate. Revue des Matériaux de Construction No. 5, 1959.

[6] * * *: Colorarea calcestruzzo în masă. Rev. Il cemento no. 7, 1964.

[7] Bojenov P. I., Holopova L. I.: O nouă metodă de obținere a cimenturilor colorate. Rev. Țement nr. 4, 1960.

[8] Bojenov P. I.: Ciment Portland colorat de clincher. Rev. Țement nr. 6, 1965.

[9] Prosteakov A.N., Gracian A.N.: Cimenturile colorate din marne de Novorosiisk. Rev. Țement nr. 1, 1952.

[10] * * *: Ciment colorat. Rev. Building Materials, ianuarie, 1966.

[11] * * * : Ciment în 16 culori. Buletinul de știri tehnico-științifice. Agerpress nr. 15/1966 și Revue de L'economie polonaise nr. 5/1966.

[12] Pisters H.: Cromul în ciment și cimentul cu crom. Forschnungsinstitut der Zementindustrie. Rev. Zement-Kalk-Gips nr. 10/1966, Düseldorff.

[13] Flatt R.: Asupra conținutului în crom a cimenturilor Rev. Chimie 13,1959.

[14] Keiling K.: Conținutul de crom al cimentului. Deutsche Bauakademie Schriften reiche Baustoffe-Heft 19,1966, VEB-Verlag für Bauwesen.

[15] König R.: Coloranți pentru beton și colorarea produselor de beton. Rev. Betonstein Zeitung, vol. 34 nr. 6, 1958.

[16] Hribernik E.: Ciment Portland verde. Rev. Cement aprilie, septembrie, 1965.

[17] Enculescu M., Marton E.: Cimenturi colorate. Studiu. Referat I.C.M.P.C., iunie, 1966.

[18] Enculescu M., Marton E., Covaliu I.: Cimenturi colorate. Referat I.C.M.P.C., dec. 1966.

[19] Enculescu M., Covaliu I.: Cimenturi colorate-Referat-ICMPC, iunie, 1967.

[20] Enculescu M., Marton E., Ionescu I.: Brevete R.S.R., nr. 51468—51751—52885, titular M.I.C.

Masticuri bituminoase gata preparate și livrate direct pe șantier

Ing. H. Munteanu, dr. C. Stoica

Prepararea masticurilor aplicate la cald, pe șantiere, a dus la numeroase defecțiuni ale lucrărilor de hidroizolație, datorită dozajelor necorespunzătoare, supraîncălzirilor care deteriorează recipientele și materialul și folosirii neraționale a bitumurilor și filerelor.

Pentru evitarea acestor inconveniente, cît și pentru simplificarea manipulațiilor de materiale pe șantier, s-a găsit recomandabil ca aceste masticuri să fie preparate într-o instalație centralizată.

Avantajul pregătirii masticurilor într-o instalație centralizată este de netăgăduit, pentru că:

— materiile prime se pot permanent controla calitativ, se pot face dozaje în prealabil în laborator după felul comenzilor, făcînd astfel posibilă livrarea permanentă a calității conform specificațiilor.

În scopul simplificării cît mai mari a lucrărilor, se pornește de la ideea ca masticul să fie livrat, sub formă de blocuri sau în saci de hîrtie, așa cum se livrează în prezent unele tipuri de bitum.

Din studiile de laborator și încercările de fabricație semiindustrială la ICMPC, a rezultat că aceste deziderate sînt realizabile pe linie industrială.

Din cercetările făcute a rezultat că materiile prime necesare unei astfel de instalații centralizate sînt conforme tabelei 1.

Bitumul după:

— STAS 755—49, tipul B și D

— STAS 2484—64, bitum pentru protecția conductelor

— STAS 3559—52, bitum parafinos

— STAS 7064—67, tipurile MAC, MFT și MA.

Tabela 1

Bitumuri propuse pentru masticuri gata preparate pentru șantier

STAS Nr.	Punct de înmuiere I. B. (°C)	Penetrația la 25°C în 1/10 mm	Grad de curgere complexă ,,C" tg	Indice de penetrație	Punct de rupere Fraass (°C)	Flexibilitate la 0°C	Ductilitate la 25°C (cm)
STAS 755-49							
Tip B	60—70	15—40	0,65	+2	0	bună	—
Tip D	101	8	0,52	+3	+4	crăpături	—
STAS 2848-64	91	23	0,39	+4	—11	bună	3
STAS 3559-52	96	8	0,71	+2,5	+19	crăpături	—
STAS 7064-67							
Tip MAC	85—92	25—30	0,35	+4,5	—15	bună	3
Tip MFT	80—90	20—30	0,40	+3	—10	bună	3
Tip MA	100—105	20—30	0,45	+4,5	— 8	fisurează	2

NOTA: Caracteristicile ,,Grad de curgere complexă C" și ,,Indice de penetrație" nu sînt încă prevăzute în standardele R.S. România. Aceste caracteristici sînt încercări de exprimare a comportării reologice a bitumului.

Gradul de curgere complexă se exprimă pe grafic log-log, ca tangentă unghiului ce-l formează curba rezultată din punctele care exprimă viteza de deformare în funcție de sarcină, cu o linie paralelă cu coordonata, care taie curba într-un punct.

Indicele de penetrație are o valoare nedimensională, care rezultă din expresia:

$$\frac{30}{1 + 90\ \text{STP}} - 10, \text{ unde}$$

STP = susceptibilitate la temperatură a penetrației =

$$= \frac{\log 800 - \log \text{penetrație la } 25^\circ\text{C}}{\text{Inel și bilă } ^\circ\text{C} - 25^\circ\text{C}}$$

Valoarea lui ,,C" variază între 30 — 1 și depinde de originea țițeiului, iar a indicelui de penetrație variază între —5 la +10.

Cu cît ,,C" este mai mic la temperatura maximă a mediului ambiant și I. P. este mai mare, cu atît bitumul este mai puțin sensibil la temperatura de exploatare.

Filere

Tipurile de filere ar fi pulberi minerale cu caracteristici conform STAS 539—67 în ce priveşte granulaţia de tipul: calcar măcinat, diatomit de Miniş, microazbest, talc.

S-a preconizat ca masticurile să fie nominalizate după domeniul lor de folosinţă, după cum urmează:

1. Masticuri pentru fundaţii şi lucrări subterane.
2. Masticuri pentru terase.
3. Masticuri pentru acoperişuri cu pante sub 15%.
4. Masticuri pentru acoperişuri cu pante peste 15%,pînă la 100%.

Din punct de vedere granulometric, filerele sub formă de pulberi trebuie să îndeplinească condiţiile STAS 539—67, care sînt:

Rest pe sita cu ochi de 1 mm Ø 0,0%
Rest pe sita cu ochi 0,2 mm max.2,0%
Rest pe sita cu ochi 0,09 mm max. 20,0%
Rest pe sita cu ochi 0,075 mm max. 50,0%.

În literatura de specialitate se găsesc diferiţi indici pentru aprecierea efectului filerului asupra stabilităţii la temperatură a masticului respectiv. După unii autori, ,,Indicele de stabilitate'' a filerelor se determină dintr-o relaţie liniară dintre logaritmul vîscozităţii şi % în volum de filer din masticul bitum-filer. S-a găsit că valoarea indicelui depinde de forma particulei şi textura pulberii.

Pentru filere încercate la ICMPC se dau următoarele valori:

pulbere de calcar	4,4
talc	7,1
diatomit	14,6.

Încercările stabilităţii pe planul înclinat al masticurilor făcute cu aceste filere au arătat că cele făcute cu filer de calcar sînt mai puţin stabile decît cele cu talc şi acestea mai puţin stabile decît cele făcute cu diatomit, după 5 ore la 85°C.

Tabela 2

Cîteva exemple de masticuri după domeniul de folosire

Domeniul de folosire	Fundaţii şi lucrări subterane	Terase	Acoperişuri cu pante pînă la 15%	Acoperişuri cu pante peste 15% pînă la 100 %
Materiale				
Bitum parafinos	40			
Protecţie conducte			35	
Bitum tip MA			35	85
Bitum tip MAC	40	35		
Bitum asfaltos tip B industrial		35		
Filer calcar	20	30	20	
Diatomit				15
Talc			10	
Caracteristici				
Punct de înmuiere I.B.	110°C	105°C	110°C	115°C
Stabilitate pe plan 45°, 5 ore la 85°C	—	—	bună	bună
Flexibilitate la 18°C	crapă	bună	bună	bună
Putere de lipire	bună	bună	bună	bună
Grad de curgere complexă ,,C''	0,76	0,59	0,54	0,41

Se vor putea produce şi masticuri care să reziste la medii acide folosindu-se filere corespunzătoare, cît şi masticuri speciale cu diferite adaosuri de polimeri şi filere speciale.

Cele patru tipuri de masticuri vor constitui producţia de bază şi din încercările efectuate a rezultat că ele se pot obţine astfel:

Tipul 1 40% bitum MAC, 40% bitum parafinos şi 20% filer de calcar.
Tipul 2 35% bitum MAC, 35% bitum B STAS 755—49 şi 30% filer de calcar.
Tipul 3 35% bitum conducte sau MAC, 35% bitum D—755—49 şi 30% filer de calcar.
Tipul 4 70% bitum conducte sau MA, 30% diatomit.

În tabela 2 sînt date cîteva reţete de masticuri preparate experimental şi caracteristicile lor principale.

Reţetele de mai sus sînt cu caracter informativ, reţetele definitive în industria masticurilor se bazează obligatoriu numai pe materiile prime existente în depozite în momentul fabricării.

Din aceste motive, staţiunea de preparare trebuie să fie prevăzută cu un laborator bine înzestrat, unde se stabilesc reţetele definitive şi se controlează fabricaţia.

Staţiunea de preparare

Deoarece bitumurile urmează să fie aduse de la orice rafinărie care produce tipul necesar de bitum, este indicat ca amplasarea staţiei să se facă independent sau într-o rafinărie veche care este prevăzută să fie scoasă din uz.

În aceste condiţii s-ar economisi o serie de cheltuieli ca: linii de garaj, magazii, teren de depozitare, rezervoare, conducte etc.

Utilajele propriu-zise pentru preparare sînt:

Topitoare pentru bitumul livrat sub formă de blocuri; moară cu ciocane pentru sfărîmat blocuri; malaxor pentru omogenizare şi amestecare cu filer; rampă de descărcare pentru mastic în forme sau saci de hîrtie; secţie filer-silozuri-moară pentru adus filerul la granulaţia STAS 539 — 67; staţie de cernere pentru control pe sita 1 mm; uscător rotativ pentru cazul filerelor umede; buncăre pentru depozitat filerele pregătite, prevăzute cu dozatoare.

Deşi staţia de preparare a acestor masticuri apare că ar fi prea costisitoare, totuşi din calculele preliminare rezultă beneficii care justifică investiţiile.

Cantitatea totală de masticuri de diferite tipuri, necesară pentru lucrările de hidroizolaţie prezumate la nivel 1970—75 este de 80—100 000 t/an, din care circa 15—20 000 pentru lucrările de hidroizolaţii ale întreprinderilor M.I.C.

Problema amplasării şi creării fabricilor pentru producerea masticurilor urmează să fie hotărîtă de forurile superioare competente.

Într-un calcul orientativ realizat la nivelul datelor obţinute în experimentări, producţia masticurilor centralizată are avantajul că poate reduce preţul de cost cu circa 200 lei/t, faţă de preţul de cost al masticurilor preparate pe şantier.

Instalaţiile de producţie a masticurilor sînt simple, iar investiţia este de minimă valoare pentru cantităţile necesare consumului pentru lucrările de hidroizolaţii în construcţii.

În fabricile respective se va face un control bine urmărit, iar produsele sînt de calitate uniformă şi corespunzătoare cerinţelor din exploatare.

În concluzie, prepararea masticurilor şi livrarea pe şantier, gata de folosire, prezintă avantaje sub toate aspectele şi urmează să fie pusă în practică, evitîndu-se astfel deficienţele actuale, aşa cum s-a arătat mai sus.

Stabilirea caracteristicilor de bază ale cîntarelor și dozatoarelor gravimetrice industriale

Ing. Gh. Bocancea
Uzina „Balanța" Sibiu

La proiectarea oricărui proces tehnologic industrial se urmărește ca materialul prelucrat să ajungă în faza finală pe un drum cît mai direct, într-un timp cît mai scurt, cu un consum de energie minim, uzură minimă a utilajelor și instalațiilor respective amplasate într-un spațiu industrial minim.

Determinarea cantitativă a materialelor într-un proces tehnologic prezintă importanță covîrșitoare sub trei aspecte :

— urmărirea bilanțului tehnologic prin cunoașterea consumurilor specifice interfazice și finale ;

— încărcarea optimă a instalațiilor și mașinilor, asigurînd astfel funcționarea acestora la randament optim ;

— asigurarea proporțiilor optime ale componenților ce intră în procesul tehnologic respectiv, pentru respectarea rețetei determinate și controlate de laborator, în vederea asigurării calității.

Determinarea cantitativă în unități de masă a materialelor în procesele tehnologice prezintă avantaje însemnate dintre care amintim :

— Aplicarea rețetelor de laborator realizate aproape exclusiv prin cîntărire la balanțe tehnice sau analitice fără conversiuni de unități.

— Masa materialelor este neinfluențată de granulație, temperatură, presiune, grad de afînare, ceea ce exclude în multe cazuri factorii de corecție folosiți la dozarea volumetrică.

— Precizia de măsură a aparatelor de cîntărit este mult superioară altor aparate chiar în condiții grele de exploatare.

— Aparatul de cîntărit are un caracter de aplicare la mai multe materiale și procese tehnologice care au caracteristici apropiate. Aceasta constituie premiza proiectării acestor aparate în game de tipodimensiuni cu aplicare în mai multe ramuri industriale.

— Aparatele de cîntărit se pretează la mecanizarea și automatizarea operațiilor respective prin folosirea de echipamente simple.

Adaptarea unor aparate de cîntărit de uz comercial în procesele industriale a compromis în unele cazuri dozarea gravimetrică. Aceste încercări sporadice nu pot fi considerate concludente.

În cele ce urmează vom face o succintă analiză a caracteristicilor de bază ale cîtorva procese tehnologice industriale bazate pe cîntărire și dozare gravimetrică pentru evidențierea factorilor care determină caracteristicile cîntarului sau dozatorului respectiv.

Prin cîntar numim un aparat de măsură care ne informează despre masa materialului încărcat pe el sau masa de material trecut peste el într-un interval de timp dat.

Prin dozator numim un aparat care ne furnizează încărcături de valoare prestabilită sau un debit de material prestabilit.

Un proces tehnologic poate fi continuu — de exemplu alimentarea cuptoarelor rotative din instalația cimentului, alimentarea morilor de măcinat cu bile etc. sau ciclic în șarje, de exemplu prepararea betonului, elaborarea șarjelor de oțel, prepararea nisipului de formare etc.

La un proces continuu, trebuie stabilite următoarele caracteristici :

— debitul optim de material dozat ;

— limitele de variație a debitului de material determinate de procesul tehnologic respectiv și legea de variație a debitului ;

— eroarea tolerată a debitului prescris ;

— viteza medie a materialului în instalație ;

— variația instantanee a debitului admisă de procesul respectiv.

La un proces tehnologic ciclic trebuie stabilite următoarele caracteristici :

— doza maximă a șarjei pentru materialul respectiv ;

— doza maximă a șarjei ;

— doza optimă a șarjei ;

— durata minimă a șarjării ;

— durata unui ciclu complet ;

— eroarea tolerată a unei șarje.

Caracteristicile materialului au de asemenea un rol determinant în stabilirea caracteristicilor aparatului de cîntărit și anume :

— granulație ;

— adeziunea pe suprafețele de contact ;

— frecarea interioară a materialului ;

— proprietățile de curgere ; dimensiunile minime ale unui orificiu prin care materialul curge liber ;

— masa unității de volum ;

— variația masei unității de volum ;

— degajarea de praf ;

— proprietățile de erodare, corodare sau atac chimic ale materialului.

În analiza noastră ne vom referi la un dozator continuu la care fazele de alimentare, dozare și evacuare se suprapun, și la un dozator cu porția, cu funcționare ciclică, la care fazele de alimentare, dozare și descărcare se succed.

Fig. 1. Alimentarea unui proces tehnologic continuu

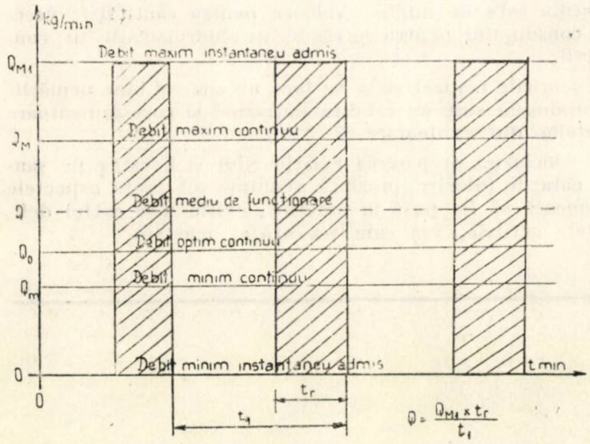
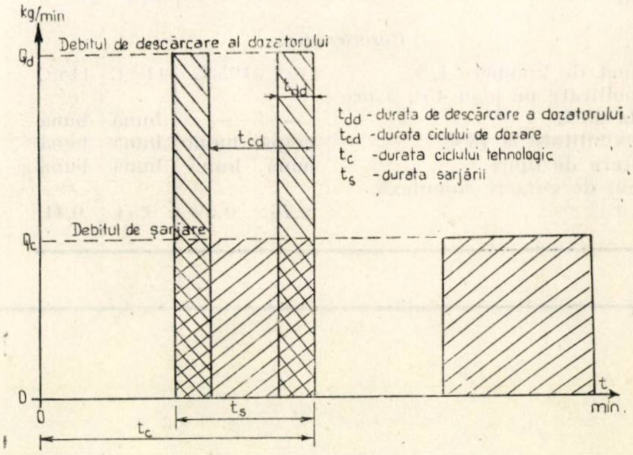


Fig. 2. Șarjarea unui proces tehnologic ciclic



La un proces tehnologic continuu totdeauna este preferabil un dozator continuu. Dar dacă procesul tehnologic permite variaţii instantanee ale debitului de la Q la QM_1, conform figurii 1, atunci debitul necesar de material poate fi asigurat şi cu un dozator cu porţia care face descărcări comandate la intervale de timp t_1. În acest caz, variaţia debitului se poate realiza atît prin schimbarea porţiei dozate, cît şi prin schimbarea intervalului de descărcare.

În cazul dozatorului cu porţia viteza de circulaţie a materialului este redusă pînă la zero în timpul descărcării dozatorului, fapt ce contribuie la degajarea de praf în cazul materialelor prăfoase.

La procesul tehnologic ciclic în şarje, de asemenea se poate folosi un dozator continuu cu funcţionare intermitentă sau un dozator cu porţia.

Dozatorul continuu cu funcţionare intermitentă nu se recomandă acolo unde masa unei şarje este mai mică decît de 12 ori sarcina maximă a dozatorului. De asemenea la durata de şarjare sub 10 min, folosirea dozatorului continuu trebuie analizată.

O şarjă tehnologică se poate executa printr-o singură încărcare a unui dozator cu porţia sau prin mai multe încărcări prin funcţionarea şarjei tehnologice.

Dozarea unei şarje tehnologice complete sau dozarea fracţionată se analizează în funcţie de masa şarjei tehnologice şi de timpul minim afectat operaţiei de dozare.

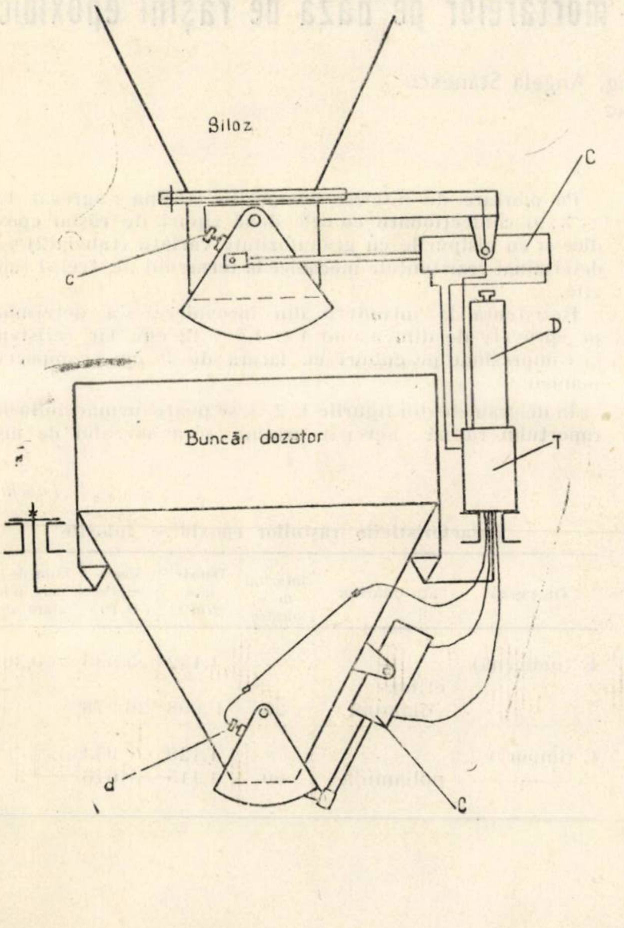
Dacă masa maximă a unei şarje nu depăşeşte 2 t, se recomandă ca întreaga şarjă să se dozeze printr-o singură încărcare. De asemenea dacă timpul afectat dozării este pînă la 1 min se recomadă ca şarjarea să se efectueze printr-o încărcare a dozatorului.

După aceste consideraţii preliminare vom menţiona caracteristicile de bază ale dozatoarelor de tipul reprezentat în figurile 3 şi 4.

Un dozator continuu este caracterizat prin precizarea următoarelor caracteristici :

- debitul maxim t/h, kg/min
- debitul minim t/h, kg/min
- granulaţia max. a materialului
- masa unităţii de volum a materialului

Fig. 3. Dozator automat cu porţia, cu alimentator prin cădere liberă



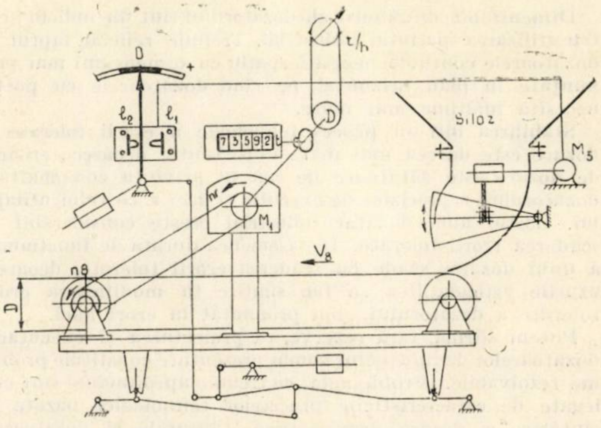


Fig. 4. Dozator continuu automat cu bandă proprie

- sarcina maximă de material pe dozator
- sarcina minimă de material pe dozator
- viteza materialului prin dozator
- acceleraţia maximă de schimbare a debitului
- eroarea tolerată la debit. . . . . %
- dimensiunile de gabarit
- greutatea proprie G
- indice de calitate „C" = Q_u /G.

Limitele de debit ale dozatorului trebuie să cuprindă limitele de debit necesare ale procesului tehnologic.

În construcţiile moderne de dozare continuă debitul minim poate ajunge pînă la a 10-a parte din debitul maxim.

Eroarea tolerată a dozatorului evident poate să fie cel mult egală cu valoarea erorii tolerate admisă de procesul tehnologic respectiv. Eroarea tolerată pentru aceste dozatoare este de ordinul 1%.

În cazul materialelor omogene, din punct de vedere al granulaţiei şi al masei unităţii de volum, care nu aderă la suprafeţele de trecere (exemplu criblura), poate fi realizată fără dificultăţi eroarea de 0,5%.

Acceleraţia de schimbare a debitului trebuie să satisfacă nevoile de variaţie a debitului în procesul tehnologic respectiv.

Celelalte caracteristici menţionate sînt impuse de caracteristicile gamei de materiale pentru care se proiectează dozatorul.

Indicele de calitate este o noţiune propusă de noi care evidenţiază gradul de utilizare a metalului în construcţia dozatoarelor. Prin indice de calitate „C" definim : $C = \frac{S\ max}{G}$; $\frac{Q\ max}{G}$.

Un dozator cu porţie este definit prin următoarele caracteristici :

- sarcina (doza) maximă S_M
- sarcina (doza) minimă
- eroarea tolerată la dozare
- durata minimă a unui ciclu la doza maximă
- capacitatea cupei de dozare
- dimensiunile de gabarit
- greutatea proprie
- indice de calitate: $C = S_M/G$.

Cele mai răspîndite dozatoare industriale automate cu porţia sînt echipate cu aparate de măsură dinamometrice cu cadran care, deşi nu sînt admise în tranzacţiile comerciale, au unele avantaje precumpănitoare ce vor fi tratate într-un alt articol.

Eroarea tolerată de aceste dozatoare este de ordinul 0,5% din sarcina maximă. Cu această eroare de dozare, durata minimă a unui ciclu complet — alimentare, cîntărire, descărcare — la un dozator cu sarcina maximă de 1 000 kg nu poate fi coborîtă sub 1 min în cazul alimentării într-o singură treaptă. La alimentarea cu două trepte, această durată poate fi coborîtă cu uşurinţă la 0,5 min.

Dimensiunile de gabarit ale dozatorului sînt un indiciu pentru utilizarea spațiului industrial. Trebuie reliefat faptul că dozatoarele continue necesită spațiu cu dimensiuni mai pronunțate în plan orizontal, pe cînd dozatoarele cu porția necesită înălțime mai mare.

Stabilirea într-un proces tehnologic a erorii tolerate la dozare este de cea mai mare importanță, deoarece eroarea de dozare este dătătoare de ton în privința complexității dozatorului, a preciziei de execuție și deci a costului utilajului. Costul unui dozator industrial crește considerabil cu scăderea erorii tolerate. De asemenea durata de funcționare a unui dozator scade cu scăderea erorii tolerate, deoarece uzurile articulațiilor se fac simțite în modificarea erorii tolerate a dozatorului, mai pronunțat la erori mici.

Putem afirma, fără rezerve, că proiectarea și executarea dozatoarelor de tipul celor sumar prezentate constituie probleme rezolvabile. Problemele ce trebuie aprofundate sînt cele legate de caracteristicile proceselor tehnologice bazate pe cîntărire și dozare gravimetrică. Cîntarele și dozatoarele industriale pot fi analizate numai în corelare perfectă cu utilajele și instalațiile cu care sînt corelate și prin cunoașterea temeinică a procesului respectiv.

Se simte nevoia și chiar este o cerință urgentă, în etapa actuală, de formare a unei grupe de proiectare care să se ocupe exclusiv de procese industriale bazate pe cîntărire și să proiecteze cîntare și dozatoare pentru întreaga industrie națională, indiferent de sectorul industrial. Cîntarele și dozatoarele industriale au avantajul că se pretează la o avansată tipizare a reperelor, subansamblelor și a utilajelor în ansamblu.

Proiectele sporadice de pînă acum a diferitelor institute au făcut să apară o gamă destul de mare de cîntare și dozatoare industriale, dar care au o aplicare strict locală pentru o anumită operație.

Analizele critice făcute proiectelor de Institutul de Metrologie și uzina „Balanța" continuă să rămînă ineficiente, deoarece aceste utilaje se execută aproape toate cu aviz „experimental".

Proiectele de cîntare și dozatoare industriale, în număr foarte mic, realizate de uzina „Balanța", abia pot fi amintite față de nevoile industriei noastre, pentru care se importă cîntare și dozatoare în valoare de zeci de milioane anual.

Capacitatea de proiectare a uzinei „Balanța" este ocupată cu produse de serie mare, utilizate în schimburi comerciale favorabile indicatorilor de plan ai uzinei. Cercetarea analitică a tuturor proceselor tehnologice existente în țară și prevăzute în planul de perspectivă, procese tehnologice bazate pe cîntărire și dozare gravimetrică, depășește componența și capacitatea uzinei constructoare de cîntare. Efectuarea acestei cercetări este o sarcină care se impune avînd în vedere faptul că procesele tehnologice bazate pe cîntărire și dozare gravimetrică cu aparate și utilaje judicios construite aduc economii surprinzător de mari.

În literatură se vorbește de exemplu de introducerea cîntăririi în oțelării cu eficiență economică de ordinul a 20%. Aceasta face ca în țările cu tehnicitate avansată să existe instituții care se ocupă exclusiv de proiectarea proceselor tehnologice bazate pe cîntărire.

În studiile tehnico — economice privind asimilarea de cîntare și dozatoare gravimetrice trebuie introdus un capitol privind domeniile industriale de aplicare, gama materialelor la care se pot folosi și proprietățile principale ale acestor materiale. De asemenea se cere ca eroarea tolerată impusă a aparatului să fie științific motivată.

Autorul va dezvolta într-un viitor articol caracteristicile tehnico-economice ale dozatoarelor și erorile de dozare în procesele industriale. De asemenea vom trata: „Sisteme de alimentare pentru dozatoare industriale".

Întrucît cîntărirea și dozarea industrială este o problemă tehnico-economică majoră, în ramurile industriale este necesară concentrarea și coordonarea tuturor eforturilor privind studiul și proiectarea de procese tehnologice bazate pe cîntărire și dozare gravimetrică, în vederea asimilării de aparate de cîntărit și dozare la cel mai înalt nivel tehnic, cu un înalt grad se tipizare, pentru a se putea fabrica în regim economic, evitînd cheltuielile de import.

Aspecte privind unele caracteristici ale mortarelor pe bază de rășini epoxidice

Ing. Silvia Andrieș, ing. Angela Stănescu
INCERC

În cadrul unor cercetări efectuate în INCERC, s-a urmărit stabilirea compoziției optime și caracteristicilor mortarelor cu lianți epoxidici, în funcție de calitatea rășinilor studiate, cu scopul precizării posibilităților de utilizare a acestor materiale în lucrări de construcții (reparații la lucrări de beton deteriorate, la elemente prefabricate din beton armat și beton precomprimat cu defecte și la îmbrăcăminți rutiere).

În cele ce urmează se va expune pe scurt o parte din cercetările efectuate în cadrul acestei probleme.

I. MATERIALE UTILIZATE ÎN CURSUL CERCETĂRILOR

1. **Rășini — lianți.** S-au folosit două tipuri de rășină epoxidică, formată din doi componenți, ale căror caracteristici sînt indicate în tabela 1.

Agregate. S-au utilizat agregate de carieră în diferite sorturi și granulozități. Caracteristicile nisipurilor sînt indicate în tabela 2.

II. CERCETĂRI DE LABORATOR PRIVIND CARACTERISTICILE AMESTECURILOR PE BAZĂ DE RĂȘINI EPOXIDICE

A. Influența raportului rășină : agregat asupra rezistențelor mecanice ale mortarelor

Pe mortare de diferite compoziții (rășina : agregat 1 : 4 — 1 : 9) confecționate cu cele două tipuri de rășini epoxidice și cu nisipurile cu granulozitate variată (tabela 2) s-au determinat rezistențele mecanice la termenul de trei și șapte zile.

Rezistența la întindere din încovoiere s-a determinat pe epruvete de dimensiuni 1 × 1,5 × 12 cm, iar rezistența la compresiune pe cuburi cu latura de 3 cm, compactate manual.

În diagramele din figurile 1, 2, 3, se poate urmări influența raportului rășină : agregat precum și a sortului de nisip

Tabela 1

Caracteristicile rășinilor epoxidice folosite

Tip rășină	Tip întăritor	% întăritor în amestec	Densitate (g/m^3)	Viscozitate (CP)	Timp de punere în lucrare (ore)
E (indigenă)	—	—	1,132	5 335	0,30
—	etilen-diamină	20	1 ,098	26 978	
C (import)	—	—	1,120	954	
—	poliamidă	60	1,115	673	3

Tabela 2

Caracteristicile nisipurilor folosite

Tip nisip	Fracțiune (mm)	Densitate aparentă (kg/m³)	% trecut pe sită :					Coeficient de finețe (cm²)
			0,2 (mm)	0.5 (mm)	1 (mm)	3 (mm)	7 (mm)	
N_1*	0...1	1 400	90	96,5	98	—	—	15,5
N_2	0...1	1 480	58	94	96	—	—	23,7
N_3	0...1	1 470	27	69	100	—	—	41,8
N_4**	0...3	1 710	27	71	83	98	—	51,8
N_5	0...3	1 560	7	57	78	98	—	64
N_6**	0...7	1 890	14	41	46	58	96	96
N_7	0...7	1 830	6	33	44	58	98	104

Notă : * nisip obținut prin măcinare
** nisipul N_4 este combinat din : 25% N_2 0 ... 1 mm
45% N_3 0 ... 1 mm
30% sort 1 ... 3 mm
nisipul N_6 este combinat din : 15% N_2 0 ... 1 mm
27% N_3 0 ... 1 mm
18% sort 1 ... 3 mm
40% sort 3 ... 7 mm

Tabela 3

Influența adaosului de solvent asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale mortarelor cu rășină tip E

Nr. crt.	Raport rășină : agregat	Fracțiune nisip (mm)	Adaos de acetonă (%)	Lucrabilitate			Rezistență la încovoiere (kgf/cm²)		Rezistență la compresiune (kgf/cm²)	
				con etalon (cm)	tasare (mm)	răspîndire (mm)	3 zile	28 zile	3 zile	28 zile
1	1 : 4	0...1	—	2,8	0	100	244	272	509	628
2	1 : 4	0...1	10	5,9	7,5	112	202	210	453	463
3	1 : 5	0...3	—	3	0	101	244	256	442	580
4	1 : 5	0...3	10	5,3	5	111	192	195	375	435

folosit asupra rezistențelor mecanice ale mortarelor cu rășină epoxy tip E.

În diagrama din figura 4 se observă influența coeficientului de finețe a nisipurilor utilizate asupra rezistențelor mecanice ale mortarelor cu raport rășină tip E : agregat 1 : 6.

Deși procentul de rășină din cele trei mortare este același, rezistențele mecanice ale mortarelor cresc o dată cu creșterea modulului de finețe a nisipului, datorită îngroșării peliculei de rășină ce învelește agregatul pe măsură ce se reduce suprafața specifică a acestuia.

B. Influența solvenților asupra rezistențelor mecanice ale amestecurilor pe bază de rășini epoxidice

Din indicațiile tabelei 1 se vede că rășina tip E prezintă o vîscozitate ridicată, datorită căreia mortarele respective sînt puțin lucrabile și necesită un consum ridicat de rășină-liant.

S-a încercat folosirea unui adaos de solvent în scopul reducerii vîscozității rășinii tip E. După o serie de încercări cu diferiți solvenți, s-a ales, ca cel mai indicat, acetona în proporție de 10%, urmărindu-se influența acesteia asupra lucrabilității și rezistențelor mecanice ale mortarelor.

Lucrabilitatea s-a apreciat prin determinarea consistenței cu conul etalon și cu masa de răspîndire tip DIN.

Rezultatele obținute și indicate în tabela 3 și figura 5 arată că adaosul de acetonă în compoziția rășinii îmbunătățește lucrabilitatea mortarului, dar prin evaporarea sa ulterioară se obține un mortar mai puțin compact — cu rezistențe mecanice mai reduse.

C. Compoziții optime și caracteristici fizico-mecanice ale acestora

Pe baza unor cercetări informative s-au stabilit pentru fiecare sort de nisip compoziții optime de mortare cu rășini epoxidice.

Criteriile care au stat la baza alegerii acestor compoziții au fost următoarele :

— lucrabilitate corespunzătoare cerințelor ;

— posibilitatea aplicării mortarelor în straturi subțiri ;

— caracteristicile mecanice, comportarea în diferite regimuri de umiditate și temperatură, contracția, permeabilitatea la apă sub presiune, rezistența la uzură, modulul de elasticitate, comportarea la îmbătrînire.

1. Rezistențele mecanice

a. *Comportarea în regim de umiditate și temperatură normală 20 + 3°C și 60—65% umiditate relativă a aerului*

Rezistențele la întindere din încovoiere și la compresiune determinate pe epruvete cu dimensiunile menționate la punctul A sînt indicate în tabela 4.

Asupra rezistențelor mecanice ale mortarelor cercetate se pot face în principal următoarele observații :

— datorită vîscozității diferite a celor două tipuri de rășini, în cazul folosirii aceluiași sort de nisip, consumurile sînt superioare în cazul amestecurilor cu rășină tip E, iar lucrabilitatea mai scăzută ;

— rezistențele la trei zile reprezintă 70—100% din rezistențele la 28 zile ;

— raportul R_c/Rt_i variază între 1,8—2,3, în cazul folosirii rășinii tip E și între 1,4—1,8, în cazul folosirii rășinii

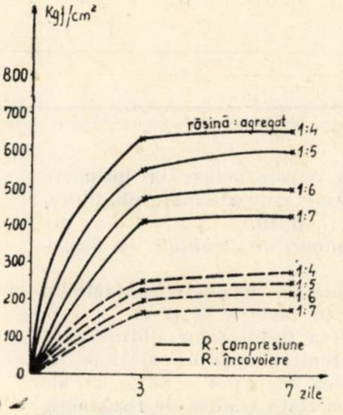


Fig. 1. Influența raportului rășină : agregat (fracțiune 0 . . 1 mm)

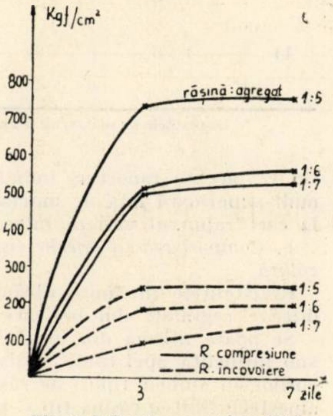


Fig. 2. Influența raportului rășină : agregat (fracțiune 0 . . 3 mm)

Fig. 3. Influența raportului rășină : agregat (fracțiune 0 . . 7 mm)

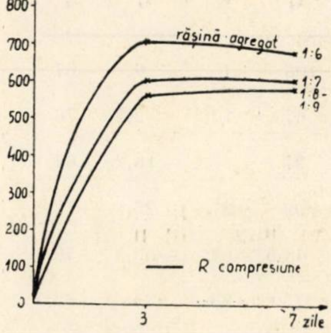


Fig. 4. Influența coeficientului de finețe a nisipului pentru raportul rășină : agregat = 1 : 6

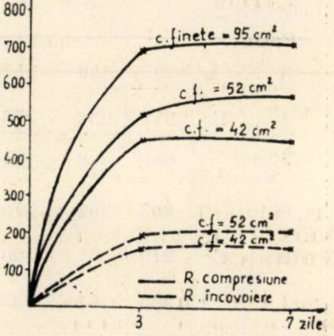


Tabela 4

Rezistențele mecanice ale mortarelor păstrate în condiții normale de temperatură și umiditate

Nr. crt.	Raport rășină : agregat	Tip rășină epoxidică	Sort nisip (mm) sau umplutură	Rășină în amestec (%)	R_c/R_{ti} (kgf/cm²)			$\frac{R_{ti}\ 3\ z.}{R_{ti}\ 28\ z}$ %	$\frac{R_c\ 3\ z}{R_c\ 27\ z}$ (%)	Raport $\frac{R_c\ 28\ z}{R_{ti}\ 28\ z}$
					3 z	7 z	28 z			
1	1 : 0	E	—	100	$\frac{549}{380}$	$\frac{670}{413}$	$\frac{780}{490}$	$\frac{78}{100}$	$\frac{70}{100}$	1,8
2	1 : 0	E+ 10% acetonă	—	90	*)	*)	*)	—	—	—
3	1 : 1	E	nisip măcinat	50	$\frac{440}{296}$	$\frac{487}{—}$	$\frac{630}{335}$	$\frac{89}{100}$	$\frac{71}{100}$	1,8
4	1 : 4	E	0...1	20	$\frac{509}{244}$	$\frac{628}{284}$	$\frac{628}{272}$	$\frac{90}{100}$	$\frac{81}{100}$	2,3
5	1 : 4	E+ 10% acetonă	0...1	18	$\frac{453}{230}$	$\frac{451}{200}$	$\frac{463}{210}$	$\frac{109}{100}$	$\frac{97}{100}$	2,2
6	1 : 5	E	0...3	16,6	$\frac{442}{244}$	$\frac{593}{232}$	$\frac{580}{256}$	$\frac{105}{100}$	$\frac{76}{100}$	2,2
7	1 : 5	E+ 10% acetonă	0...3	15	$\frac{375}{192}$	$\frac{429}{191}$	$\frac{435}{195}$	$\frac{96}{100}$	$\frac{86}{100}$	2,2
8	1 : 0	—	—	100	*)	*)	*)	—	—	—
9	1 : 2,5	C	nisip măcinat	28,5	$\frac{360}{241}$	$\frac{465}{314}$	$\frac{520}{358}$	$\frac{68}{100}$	$\frac{70}{100}$	1,4
10	1 : 6	C	0...1	14,3	$\frac{295}{157}$	$\frac{312}{194}$	$\frac{369}{215}$	$\frac{74}{100}$	$\frac{80}{100}$	1,7
11	1 : 6	C	0...3	14,3	$\frac{253}{168}$	$\frac{312}{156}$	$\frac{370}{205}$	$\frac{82}{100}$	$\frac{69}{100}$	1,8

*) Epruvetele nu se distrug și nici nu se fisurează vizibil la încercare, ci se deformează continuu

tip C; aceste raporturi indică o comportare la întindere mult superioară față de mortarele sau betoanele obișnuite, la care raportul variază între 7 și 10.

b. *Comportarea în diferite regimuri de umiditate și temperatură*

Rezistențele mecanice obținute pe epruvete păstrate în diferite regimuri sînt indicate în tabelele 5 și 6.

Se poate afirma din urmărirea rezultatelor obținute că sub influența apei calde, rezistențele mecanice ale amestecurilor cu ambele tipuri de rășină scad cu 47—88%, iar ale amestecurilor cu rășină tip C prezintă scăderi de rezistență, chiar în prezența apei la temperatura normală, caz în care rășina de tip E este mai stabilă.

Tabela 5

Rezistențele mecanice ale mortarelor păstrate în condiții de temperatură și umiditate variabile

Compoziție Nr. conf. tabel 4	Tip rășină	R_{ti} (kgf/cm²)				Variația față de $R_{ti}-r_1$ (%)		
		r_1	r_2	r_3	r_4	r_2	r_3	r_4
3	E	335	350	357	108	+4	+ 6	−67
4		272	238	278	67	−12,5	+ 2,2	−76
6		256	212	214	91	−17,2	−16,2	−64
9	C	363	262	275	99	−27	−25	−72
10		215	97,5	100	44,5	−54	−53,5	−79
11		205	157	135	75	−23	−35	−63,5

2. **Contracția**

În diagrama din figura 6 pot fi urmărite contracțiile diferitelor amestecuri cu rășină epoxidică, care prezintă valori cuprinse între 0,4—1,7 mm/m; nisipul cu finețe mare, precum și adaosul de solvent la rășină măresc contracția mortarelor, care în aceste două cazuri depășește contracția mortarelor obișnuite (max. 1 mm/m).

3. **Permeabilitatea în apă cu presiune** s-a determinat pe semi-cuburi din mortare cu compozițiile nr. 4, 5, 6, 7, 10, 11 din tabela 4, cu dimensiunea 20 × 20 × 12 cm supuse

Tabela 6

Compoziție Nr	Tip rășină	R_c — (kgf/cm²)				Variația față de R_c-r_1(%)		
		r_1	r_2	r_3	r_4	r_2	r_3	r_4
3	E	620	614	552	129	− 1	−19	−80
4		628	620	623	*)	− 1,3	− 0,8	*)
6		580	545	469	203	− 6	−15,6	−65
9	C	520	502	526	275	− 3,4	+ 1	−47
10		369	187	278	59	−49	−24,6	−84
11		368	255	349	114	−30,7	− 5	−69

*) Tasare sau încovoiere continuă a epruvetelor fără distrugerea lor.

r_1 = 28 zile aer
r_2 = 28 zile apă
r_3 = 28 zile aer + 28 zile apă
r_4 = 28 zile aer + 6 ore apă la 80°C

Tabela 7

Comportare la uzură a mortarelor

Nr. crt.	Raport răşină : agregat	Tip răşină	Fracţiune nisip (mm)	Uzură la 28 zile (g/cm²)	(mm)
3	1 : 1	E	măcinat	—	—
4	1 : 4	E	0...1	0,175	0,75
5	1 : 4	E+ 10% acetonă	0...1	0,365	1,3
6	1 : 5	E	0...3	0,116	0,65
7	1 : 5	E+ 10% acetonă	0...3	0,260	0,80
13	1 : 7	E	0...7	0,14	0,65
10	1 : 6	C	0...7	0,14	0,65
11	1 : 6	C	0...3	0,11	0,70
12	1 : 8	C	0...7	0,11	0,55

la apă cu presiunea de 12 atm la 28 de zile de la turnare. Nu s-au constatat pătrunderi de apă, deci mortarele respective sînt practic impermeabile.

4. **Rezistenţa la uzură** a mortarelor pe bază de răşini epoxidice s-a determinat cu aparatul Böhme pe epruvete cu dimensiuni 7 × 7 × 3 cm la vîrsta de 28 de zile.

Din valorile uzurilor obţinute, indicate în tabela 7, rezultă următoarele observaţii :

— rezistenţa la uzură a mortarelor este în general bună ; creşterea suprafeţei specifice a nisipului folosit conduce la micşorarea acestei caracteristici ;

— adaosul de acetonă în compoziţia răşinii tip E are ca efect o scădere sensibilă a rezistenţei la uzură.

5. Deformabilitatea

Răşinile epoxidice imprimă mortarelor o deformabilitate mare care se observă şi în timpul încercării epruvetelor la compresiune sau întindere din încovoiere. Probele confecţionate din răşină pură nu se distrug în urma încercării, ci se deformează continuu.

Pentru stabilitatea modulului de elasticitate, s-au determinat deformaţiile sub sarcină, cu ajutorul aparatului Martens cu oglinzi.

În figurile 7 şi 8 se poate urmări evoluţia deformaţiilor totale şi permanente în funcţie de raportul σ/R_{pr}.

Mortarele cu răşină tip E prezintă deformaţii totale cuprinse între 0,03—0,05$^0/_{00}$ pentru $\sigma/R_{pr} = 0{,}2$ şi deformaţii de 0,1—0,15$^0/_{00}$ pentru $\sigma/R_{pr} = 0{,}4$.

În cazul mortarelor cu răşina tip C se observă că pentru $\sigma/R_{pr}=0{,}2$ deformaţiile totale variază între 0,05—0,11$^0/_{00}$, iar pentru $\sigma/R_{pr} = 0{,}4$ — între 0,16—0,26$^0/_{00}$.

Fig. 5. Influenţa solventului asupra rezistenţei la compresiune a mortarelor cu raşină

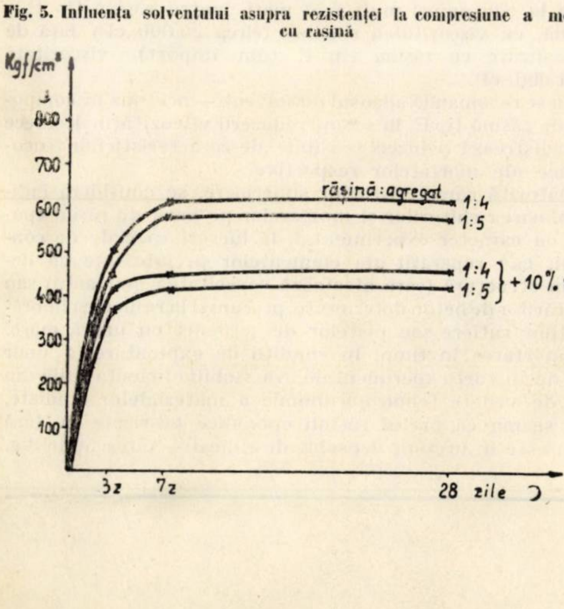


Tabela 8

Comportare la îmbătrînire accelerată

Notaţie	Raport răşină : agregat	Tip răşină epoxidică	Tip umplutură	R_c/R_{ti} (kgf/cm²) după 28 zile	50 cicluri îmbătrînire	$\frac{R_c \text{ îmbătr.}}{R_c \text{ 28 zile}}$ (%)	$\frac{R_{ti} \text{ îmbătr.}}{R_{ti} \text{ 28 zile}}$ (%)
1	1 : 0	E	—	$\frac{780}{490}$	$\frac{624}{755}$	80	150
2	1 : 0	E+ 10% acetonă	—	*)	$\frac{**)}{380}$	—	—
3	1 : 1	E	nisip măcinat	$\frac{620}{335}$	$\frac{694}{388}$	111	113
8	1 : 0	C	—	*)	$\frac{*)}{345}$	—	—
9	1 : 2,5	C	nisip măcinat	$\frac{520}{358}$	$\frac{526}{291}$	101	81

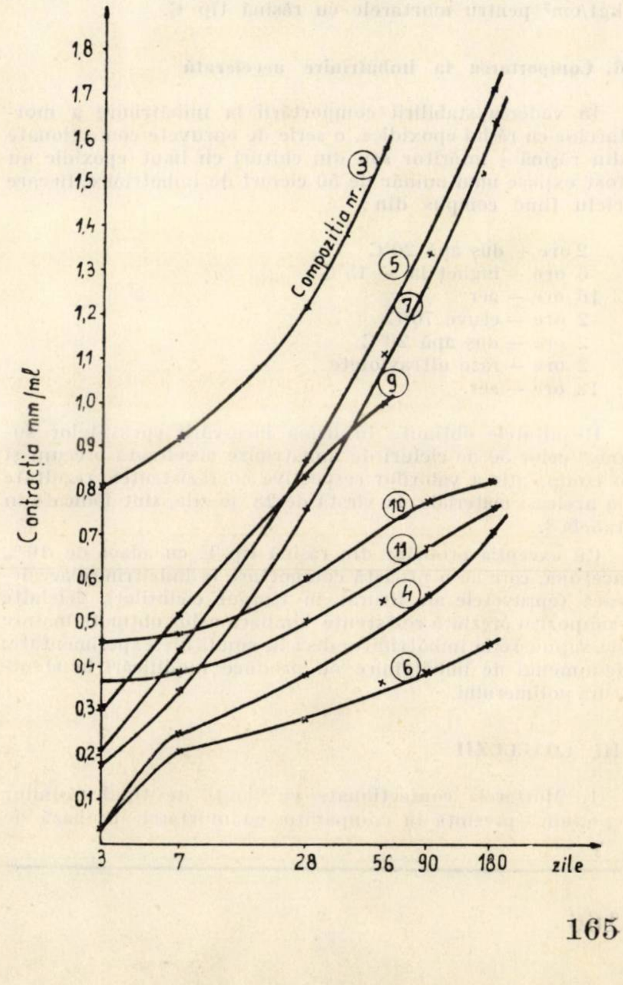
*) Epruvetele nu fisurează vizibil la încercare, ci se deformează continuu.

**) Epruvetele au fisurat în timpul ciclurilor de îmbătrînire.

Deformaţiile mortarelor cu răşini epoxidice sînt mult superioare celor ale betonului obţinut cu ciment.

Rezultă din încercările efectuate că răşina tip C imprimă mortarelor o deformabilitate aproape dublă în comparaţie cu cea a răşinii tip E.

Fig. 6. Contracţia mortarelor cu răşini epoxidice (cu compoziţiile conform indicaţiilor din tabela 4)



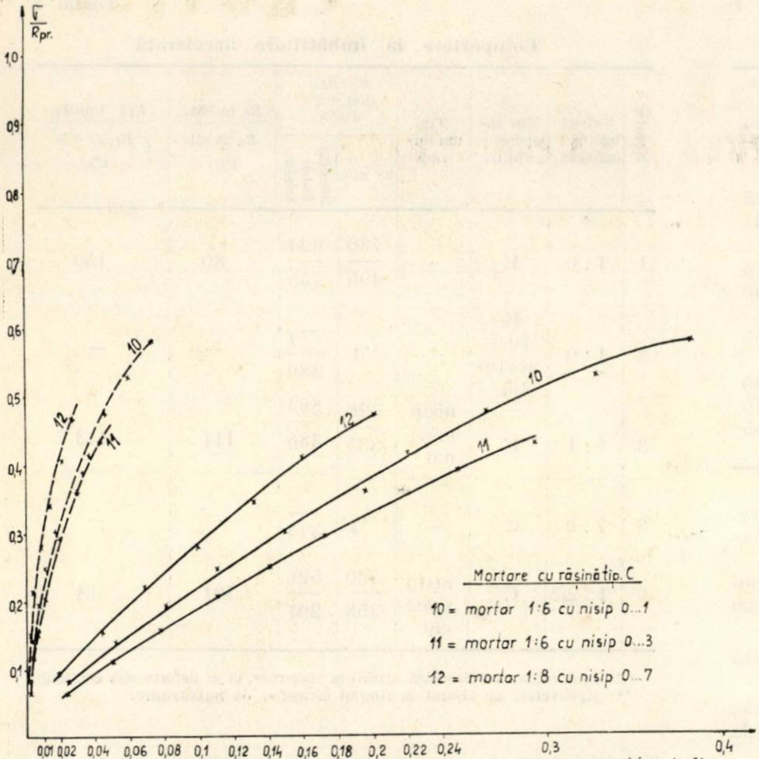


Fig. 7. Deformațiile mortarelor cu rășini epoxidice

——— deformații totale

– – – – deformații remanente

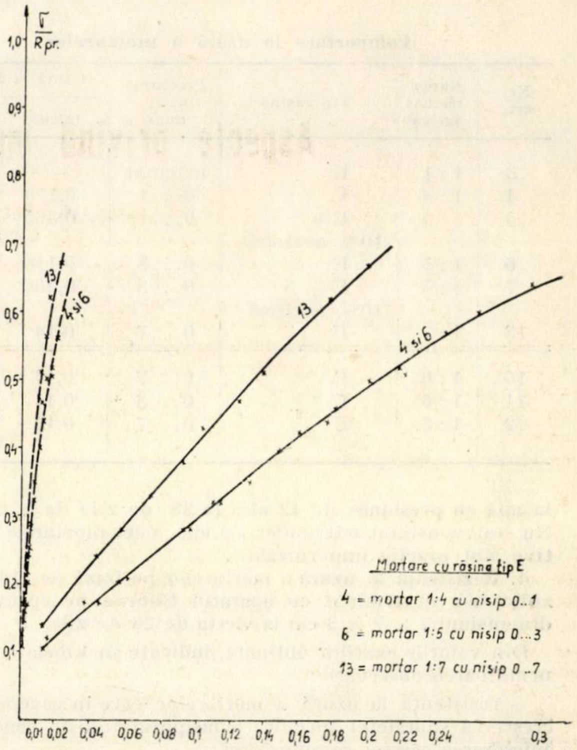


Fig. 8. Deformațiile mortarelor cu rășini epoxidice

——— deformații totale

– – – – deformații remanente

Valoarea modulului de elasticitate calculat pentru 0,4 din rezistența prismatică variază între 160 000—176 000 kgf/cm^2, pentru mortarele cu rășină tip E, și între 79 000—83 000 kgf/cm^2 pentru mortarele cu rășină tip C.

6. Comportarea la îmbătrînire accelerată

În vederea stabilirii comportării la îmbătrînire a mortarelor cu rășini epoxidice, o serie de epruvete confecționate din rășină + întăritor sau din chituri cu liant epoxidic au fost expuse unui număr de 50 cicluri de îmbătrînire, fiecare ciclu fiind compus din:

2 ore — duș apă 20°C
6 ore — îngheț la — 15°C
16 ore — aer
2 ore — etuve 70°C
2 ore — duș apă 20°C
2 ore — raze ultraviolete
18 ore — aer.

Rezultatele obținute în urma încercării epruvetelor supuse celor 50 de cicluri de îmbătrînire accelerată precum și o comparație a valorilor respective cu rezistențele rezultate la aceleași materiale, la vîrsta de 28 de zile, sînt indicate în tabela 8.

Cu excepția probelor din rășină tip E cu adaos de 10% acetonă, care au o proastă comportare la îmbătrînire accelerată (epruvetele au fisurat în timpul ciclurilor), celelalte compoziții prezintă rezistențe similare celor obținute înainte de supunere la îmbătrînire, deci în condițiile experimentate, fenomenul de îmbătrînire nu produce modificări în structura polimerului.

III. CONCLUZII

1. Mortarele confecționate cu lianți de tipul rășinilor epoxidice prezintă în comparație cu mortarele pe bază de ciment o serie de caracteristici net superioare, printre care menționăm:

— rezistențe mari la tracțiune din încovoiere și compresiune;
— rezistență superioară la uzură;
— impermeabilitate la apă;
— adeziune foarte bună la diferite suporturi.

În același timp aceste mortare prezintă și unele dezavantaje ca:

— sensibilitate mai mare la acțiunea mediilor umede cu temperaturi ridicate (70°C);
— deformabilitate mai accentuată sub sarcină.

2. Vîscozitatea rășinilor epoxidice este o proprietate deosebit de importantă, deoarece de aceasta depind atît lucrabilitatea mortarelor sau chiturilor, cît și capacitatea de înglobare a agregatului și respectiv consumul de rășină din amestec.

Valorile diferite ale vîscozității celor două rășini studiate conduc la consumuri mult mai mari pentru rășina tip E—indigenă, cu vîscozitatea ridicată (circa 20 000 cP) față de cele realizate cu rășina tip C (din import), vîscozitate circa 1 000 cP.

3. Nu se recomandă adaosul de solvent — acetonă în compozițiile de rășină tip E, în scopul reducerii vîscozității, deoarece se înregistrează reduceri sensibile ale caracteristicilor fizicomecanice ale mortarelor respective.

4. Datorită caracteristicilor superioare, se consideră indicată folosirea chiturilor și mortarelor pe bază de rășini epoxidice cu caracter experimental, la lucrări speciale de construcții, ca: reparații ale elementelor prefabricate cu defecte în structură (care afectează capacitatea portantă) sau ale lucrărilor de beton deteriorate, precum și la refacerea îmbrăcăminților rutiere sau pistelor de aeroport cu uzură mare.

Comportarea în timp, în condiții de exploatare, a unor astfel de lucrări experimentale, va stabili eficiența reală din punct de vedere tehnico-economic a materialelor studiate, ținînd seama că prețul rășinii epoxidice fabricate în țară (tip E) este în prezent deosebit de ridicat — circa 50 lei/kg.

CRONICĂ

Aspecte privind încălzirea locuințelor în Belgia

Ing. A. Petrescu, ing. P. Vasilescu
C.S.C.A.S. I.P.C.T.

Cu ajutorul unui prețios colaborator al instalatorilor din țara noastră, prof. G. Burnay de la Universitatea din Liège*, s-a putut realiza o documentare în Belgia în probleme de încălzire centrală. Cu acest prilej printre alte probleme s-au putut vedea și soluțiile utilizate la încălzirea locuințelor, domeniu care se bucură de aceeași importanță ca și în țara noastră.

1. GENERALITĂȚI

Construcția locuințelor ca și a altor clădiri civile în orașe este dirijată în mare măsură de stat prin intermediul Institutului Național al Locuințelor a cărui activitate coordonatoare se materializează prin studii legate de sistematizarea urbană, de volumul și specificul locuințelor pentru diferite categorii sociale și profesionale, de tipul constructiv și de gradul de utilizare a acestora. Formele cele mai uzuale de realizare a locuințelor cu concursul statului se bazează pe acordarea de credite autorităților comunale, care, la rîndul lor, construiesc ansambluri de locuit prin intermediul antreprizelor sau acordă credite particularilor pentru locuințe unifamiliale. Aproape toate noile construcții de locuințe sînt dotate cu instalații de încălzire, avînd sursă comună în cazul blocurilor sau proprie în cazul clădirilor de tip vilă. Sînt folosite aparate de încălzire locală, mai rar la construcțiile noi și mai frecvent în fondul vechi de locuințe.

În general, sistemele de încălzire aplicate sînt determinate indirect de posibilitățile material-financiare ale beneficiarilor — acestea influențînd simțitor tipul de clădire, locuință colectivă sau individuală — și direct de uzanțele tehnice ale societăților constructoare sau ale birourilor elaboratoare ale proiectelor.

Capacitatea redusă a ansamblurilor și răspîndirea construcțiilor noi nu au favorizat dezvoltarea sistemelor de alimentare centralizată cu căldură. La aceasta a contribuit și situația existentă în sursele de producere a energiei electrice dotate în majoritate cu grupuri de condensație. Se mai poate adăuga aci tendința de utilizare a încălzirii electrice și, mai recent, influența apariției gazelor naturale.

Caracteristică pentru tehnica instalațiilor în Belgia este dezvoltarea bazei de materiale de bună calitate, inclusiv aparatura de automatizare, ca și nivelul tehnic ridicat al personalului ce contribuie la realizarea lor.

2. SISTEME DE ÎNCĂLZIRE A LOCUINȚELOR

Se poate face o diferențiere netă a sistemelor de încălzire, plecînd de la tipul clădirilor de locuit.

A. În cazul locuințelor individuale, soluțiile de încălzire de cea mai mare frecvență sînt:

a. Încălzirea de apartament, cu apă caldă avînd parametrii nominali de temperatură 90/70°C în special în construcțiile noi; apa este încălzită în generatoare monobloc — incluzînd arzătorul de combustibil, pompa de circulație și adeseori chiar schimbătorul pentru prepararea apei calde menajere în cazul combustibilului lichid sau gazos. În cazul combustibililor solizi se folosesc cazane de fontă sau oțel, special construite pentru arderea cărbunilor. Construite într-o mare gamă de tipuri, cazanele destinate încălzirii de apartament sînt creditate cu randamente între 78—88%, au volume reduse și pot acoperi între 10 000 și 100 000 kcal/h. Corpurile de încălzire cele mai folosite sînt radiatoarele din fontă, în diverse tipuri constructive, și mai recent convectorii cu țevi de cupru și aripioare din aluminiu sau radiatoarele-panou din tablă sudată, asamblate în corpuri de 1—4 panouri. Cedarea de căldură a acestora, la condițiile nominale, variază cu tipul constructiv între 360 și 650 kcal/m^{2}h. Se construiesc tipuri diferite pentru presiuni de 6 kgf/cm^2 și 10 kgf/cm^2.

b. Încălzirea prin convecție cu aparate consumatoare de gaze, păcură sau cărbuni, soluție aplicată îndeosebi la clădiri existente. Aceste aparate — cu sau fără acumulare de căldură — sînt construite din metal și pot produce între 6 000 și 15 000 kcal/h, asigurînd încălzirea spațiilor avînd 100—400 m^3. Unele tipuri perfecționate automatizează arderea, fie prin controlul gazelor arse, fie prin măsurarea temperaturii aerului din încăpere.

c. Încălzirea cu aparate locale, metalice, mobile (sobe), folosite frecvent în clădirile mai vechi sau în mediul rural.

Dintre sistemele mai puțin uzitate, în special datorită costului ridicat, pot fi menționate:

d. Încălzirea de apartament prin radiație, cu apă caldă la temperaturi coborîte.

e. Încălzirea cu aer cald, preparat într-un generator amplasat în centrul apartamentului și distribuit prin circulație naturală.

f. Încălzirea electrică, cu rezistențe înglobate în elementele de contur ale clădirii.

B. În cazul clădirilor de locuit colective — în blocuri izolate sau formînd mici ansambluri — alimentarea cu căldură este realizată central de la o sursă unică.

Deși în instalațiile interioare agentul termic este apa caldă de temperatură și presiune joasă (90/70°C), soluțiile frecvent aplicate prevăd producerea și transportul căldurii de la sursă la consumator, în cazul ansamblurilor de clădiri, la parametrii mai ridicați. Astfel se utilizează apa caldă cu temperatura între 90 și 110°C, în special în rețele de distanță, și mai rar, în cazul grupurilor importante de clădiri, temperaturi peste 110°C (chiar pînă la 180..190°C), condiționate prin legislație de folosirea de materiale speciale și execuție de exigență sporită. Corpurile de încălzire cele mai răspîntite sînt radiatoarele de fontă, dar utilizarea lor este în scădere, în ultima vreme radiatoarele din oțel și mai ales radiatoarele panou căpătînd o extindere mare. Costul convectoarelor — superior cu 10—15% față de radiatoare, datorită folosirii de metale neferoase, cupru și aluminiu — limitează folosirea lor. Distribuția agentului termic se realizează aproape exclusiv bitubular; ramurile de distribuție principale sînt legate de fațadele lungi ale clădirilor, realizîndu-se astfel o distribuție pe orientări, legată de necesitatea reglării eficiente a consumului de căldură. Separarea ramurilor se face în încăperi speciale, în general în subsoluri — substații de transformare termică — dotate cu pompe de amestec de debite și presiuni reduse. Reglajul calitativ al instalațiilor interioare se realizează prin reglaj cantitativ, obținut cu ajutorul pompelor de amestec. Funcționarea silențioasă și foarte sigură a acestora, datorită automatizării, permite substațiilor o independență aproape totală, lipsită de personal de supraveghere permanentă.

Centralele termice se echipează în general cu cazane de apă caldă pînă la 110°C, executate în majoritate cu tub de flacără și trei drumuri pentru gazele arse. Înglobarea în cazan a arzătorului de combustibil — inclusiv pompa și preîncălzitorul, în cazul combustibilului lichid — a instalației de tiraj forțat și a aparaturii de automatizare corespunzătoare simplifică la maximum execuția centralelor și reduce aproape total necesitatea personalului de exploatare.

---

*) NA-Prof. G. Burnay, împreună cu asistenții săi, au colaborat la proiectarea și punerea în funcțiune a celulei termice de la INCERC

Gama tipodimensiunilor de cazane satisface sarcini termice între 0,15 și 8,0 Gcal/h. Asigurarea instalațiilor se realizează îndeosebi prin vase de expansiune închise (cu membrană cu azot sau cu vapori) și mai rar prin vane deschise.

În unele centrale — îndeosebi în cazul alimentării de clădiri cu destinații diferite și eventual la parametri diferiți — racordarea consumatorilor se realizează la o buclă de distribuție cu rol de distribuitor—colector, prin intermediul pompelor separate pentru fiecare ramură principală de distribuție. În alte cazuri, pe circuitul cazane-distribuitor-colector se inseriază o pompă pentru circulație la parametrii constanți, diferențierea de parametri necesari la consum fiind realizată prin pompe de amestec montate pe ramurile principale.

Alimentarea cu căldură a ansamblurilor de clădiri de locuit prin termoficare nu reprezintă în prezent o soluție frecventă.

Lipsa de interes față de această soluție nereprezentînd o caracteristică generală a țărilor apusene (a se vedea ca exemplu Danemarca, Franța, R.F.G.), se explică prin faptul că producătorii de energie electrică, avînd o rețea constituită de surse energetice de obicei la gura minei, — nu sînt interesați în schimbarea caracterului centralelor electrice pentru a le transforma în centrale de termoficare.

În puține cazuri au fost realizate rețele de apă fierbinte, la care se face racordarea locuințelor prin intermediul stațiilor de transformare. Echipate cu schimbătoare de căldură de suprafață, cu circulația în contracurent, stațiile de transformare se prevăd în fiecare clădire alimentată, reducînd complet rețelele exterioare de apă caldă cu parametrii obișnuiți 90/70°C. La această soluție — avantajoasă din punct de vedere al rețelelor — contribuie într-o măsură importantă faptul că printr-o automatizare complexă a funcționării se elimină complet personalul de supraveghere.

Reglarea consumului de căldură în centrală se realizează combinat calitativ și cantitativ, atît prin variația debitului de abur preluat de la turbine, cît și prin modificarea debitului de apă fierbinte vehiculată în rețea.

3. PREPARAREA APEI CALDE MENAJERE

Apa caldă necesară consumului menajer este obținută prin mijloace tehnice legate în general de modul în care se realizează încălzirea locuințelor, dar nu independent de cerințele societăților ce le construiesc pentru vînzare sau închiriere.

A. Prepararea apei calde este asigurată astfel în cazul clădirilor cu încălzire individuală pe următoarele căi:

a) prin schimbător de căldură înglobat în generatorul de apă caldă al instalației de încălzire, folosind un circuit derivat al acestuia; tipurile evoluate de cazane permit furnizarea apei calde menajere la nivele de temperatură diferite pentru baie (40...45°C) și pentru bucătărie (60...65°C), printr-un racord suplimentar pe circuitul încălzit;

b) prin schimbător de căldură separat, de tip Vaillant, alimentat cu gaze, cu funcționare automată.

B. În cazul locuințelor alimentate cu căldură de la o sursă centrală, prepararea apei calde se face atît centralizat, cît și descentralizat:

a) prepararea descentralizată se bazează în general pe mijloacele arătate mai sus (aparate Vaillant sau similare) și reprezintă soluții foarte frecvente;

b) prepararea centralizată a apei se face cu ajutorul schimbătoarelor de căldură, prevăzute în general cu acumulare (boilere); racordarea lor se face în paralel cu instalația de încălzire, atît în cazul centralelor termice — prin ramură separată pe circuitul principal — cît și în cazul stațiilor de transformare legate la termoficare.

4. CONSUMURI. COSTURI. INDICI.

a) În condițiile unei izolări termice normale, la o vitrare obișnuită, clădirile de locuit sînt creditate cu următoarele consumuri de căldură la temperatura exterioară de calcul de — 10°C:

	kcal/m^3h	kcal/ap.h.
locuințe unifamiliale		
— normale	30—35	8 500— 9 500
— vile	40—50	10 000—15 000
locuințe în blocuri	28—33	8 500.

Diferențele față de consumul uzual pentru locuințele de la noi, în condițiile diferențelor specifice de climă defavorabile nouă, se explică prin volumul construit, cu 40—80% mai mare decît cel din țara noastră.

b) Costul mediu de investiție pentru instalațiile de încălzire cu apă caldă cu radiatoare în locuințe este:

	mii fr/apt.	fr/kcalh^{-1}
locuințe unifamiliale	47—53	5,0—6,0
locuințe în blocuri	37—40	4,5.

Repartiția procentuală pe părți componente arată aproximativ următoarea situație:

— instalația interioară—radiatoare	21—23%
— conducte	17—15%
— centrala termică (fără combustibil)	20%
— instalație ardere pt. combustibil lichid sau solid	20%
— rețea exterioară	19%
— diverse	3%.

Creșterea sensibilă a costului centralelor termice cu gaze — pe seama echipamentului de protecție antideflagrantă — cu circa 2 fr/kcalh^{-1} afectează ponderea procentuală a instalației de ardere, care se ridică în acest caz la 40—45% din costul total al instalației. În costul centralei termice a fost inclusă și prepararea centralizată a apei calde. În cazul preparării locale a acesteia, indicii scad cu circa 0,5 (fr)/kcalh^{-1}.

Încălzirea electrică revine — la nivelul studiilor recente — cu 30—40% mai scumpă decît încălzirea cu apă caldă.

c) Costul exploatării instalațiilor de încălzire cu apă caldă se ridică — conform unor studii elaborate în ultimul timp — la 8,5—9,0 mii fr/an; pentru încălzirea electrică aceleași surse de documentare indică 10,0—10,5 mii fr/an, adică cu 15—20% mai mult.

În legătură cu cheltuielile de exploatare este de menționat problema defalcării consumurilor de căldură între locatari în cazul încălzirii centralizate. Uzanțele actuale prevăd două criterii și anume:

— suprafața sau volumul apartamentului, în raport cu care se împarte 60% din consumul total de căldură înregistrat la sursa comună;

— consumul efectiv de căldură al apartamentului, în raport cu care se defalcă restul de 40% din consumul total; căldura efectiv consumată se măsoară pe fiecare corp de încălzire, cu ajutorul repartitoarelor, dispozitive ce stabilesc căldura cedată pe baza părții vaporizate dintr-un lichid aflat inițial într-un mic rezervor.

La prețurile actuale ale combustibilului și anume:

1,0—2,3 fr/kg	pentru cărbune
1,3—2,8 fr/kg	pentru păcură
1,3—1,6 fr/m^3	pentru gaze

în condițiile unui consum mediu de 16—20 Gcal/ap.an, partea contorizabilă reprezintă doar 1,0—3,3 mii fr/ap.an.

5. CONCLUZII

Problema încălzirii clădirilor de locuit în Belgia prezintă aspecte suficient de variate. La diversificarea soluțiilor aplicate contribuie în principal tipul clădirii, gradul de dotare, uzanțele tehnice și mai ales baza materială, foarte dezvoltată.

În construcțiile de locuit noi se folosește aproape în totalitate încălzirea cu apă caldă 90/70°C, atît în cazul ansamblurilor, cît și la clădiri izolate.

În funcție de mărimea ansamblurilor, producerea și transportul agentului termic se face la parametrii din instalațiile interioare pentru surse de capacitate mică sau mai ridicați pentru surse mai importante.

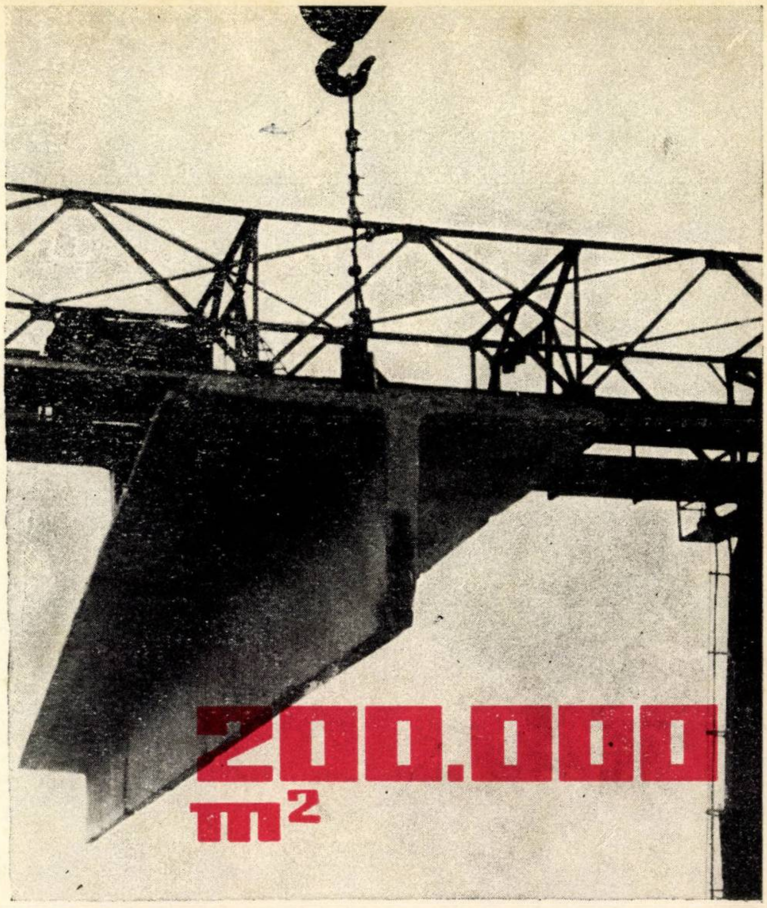
Prepararea apei calde menajere se face în egală măsură centralizat, fiind distribuită în paralel cu încălzirea, sau local.

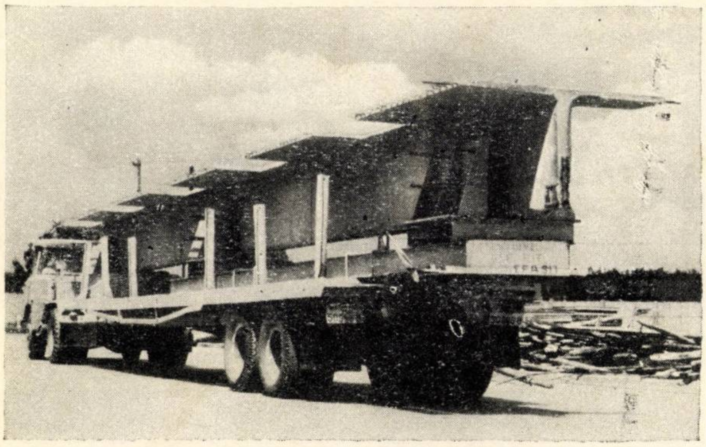
Funcționarea surselor și a stațiilor de transformare din blocuri se bazează foarte mult pe aparatura de automatizare, personalul de supraveghere fiind eliminat aproape total.

Consumurile de căldură specifice pe apartament sînt superioare celor uzuale la noi, datorită mărimii suprafeței și volumului construit.

ÎNTREPRINDEREA
DE
PREFABRICATE

„PROGRESUL"





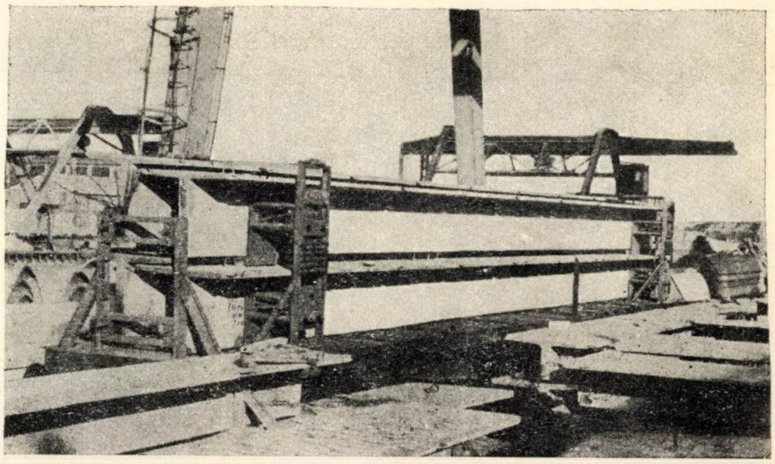
Execută grinzi T din beton precomprimat de 12,0 şi 18,0 m deschidere

Peste 200 000 m^2 de hale industriale s-au acoperit cu grinzi T

Transportul grinzilor la şantier este rezolvat atît cu C.F., cît şi cu mijloace auto

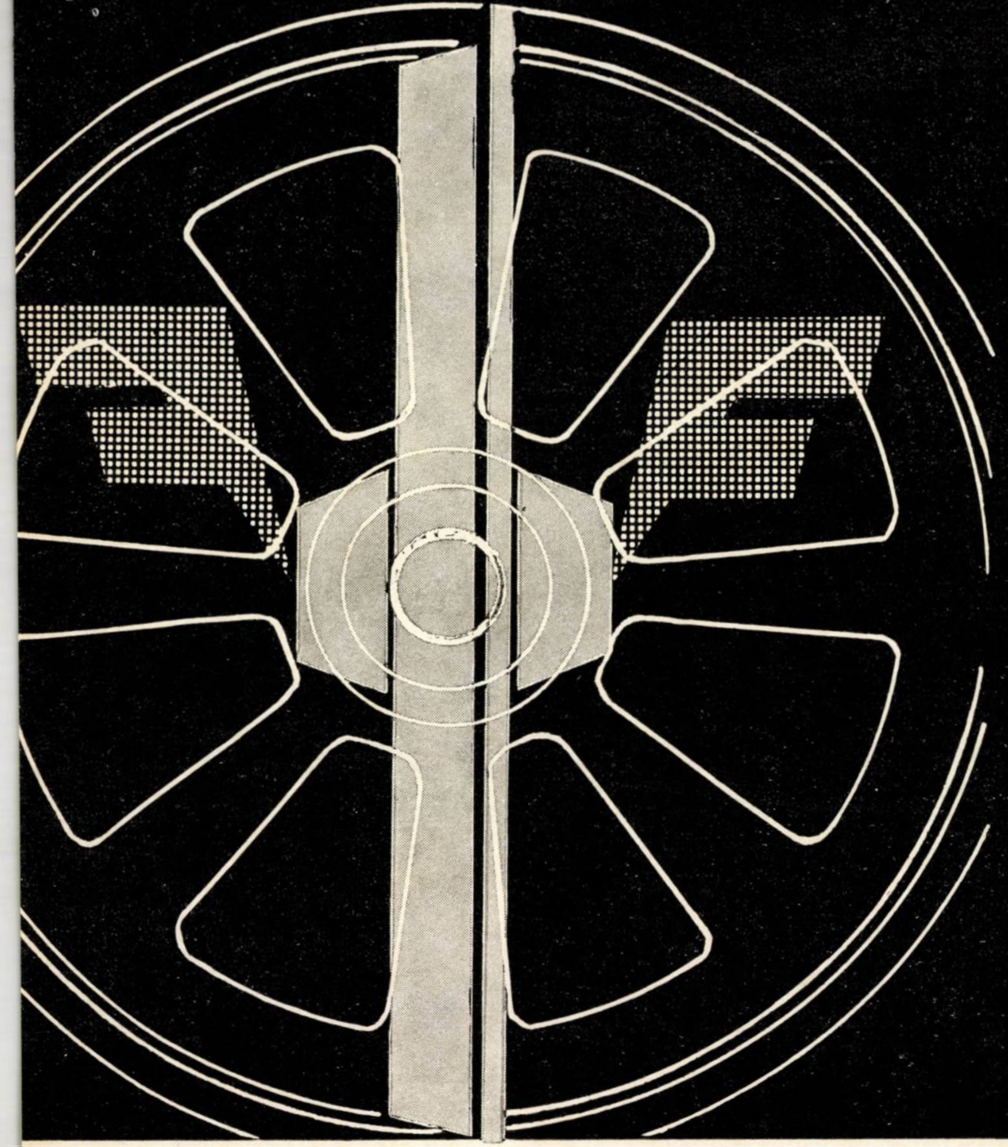
AVANTAJELE FOLOSIRII GRINZILOR T:

- productivitate ridicată — suprafaţă mare de acoperire $18 \times 2 = 36\ m^2$
- montaj simplu — cu un singur element se rezolvă acoperişul
- înălţime redusă de construcţie — pentru 18,0 m deschidere—H = 1,0 m
- se poate rezolva economic un plafon neted
- este posibilă o rezolvare corespunzătoare a ventilaţiei şi iluminării



București, Șoseaua Giurgiului nr. 5, Telefon 23.40.40.

IPCF



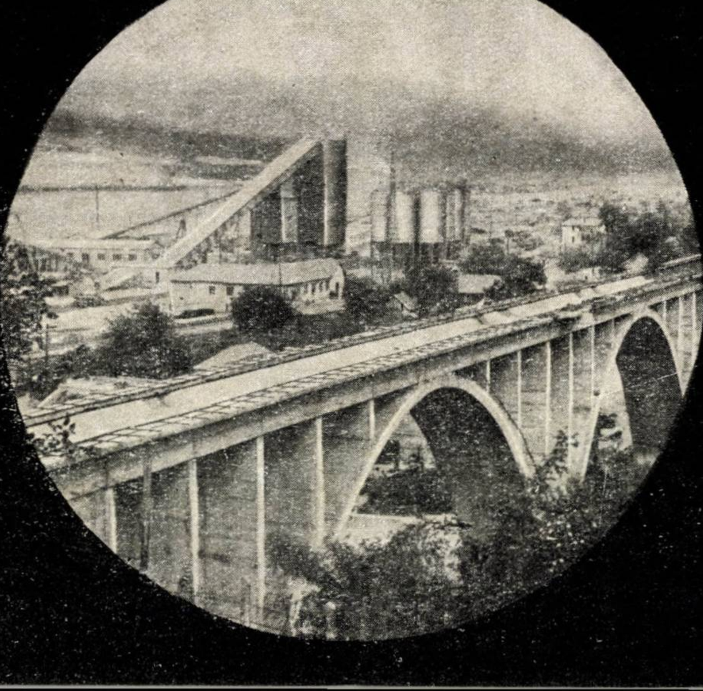
Întocmește proiecte de poduri sau viaducte pentru linii ferate avînd ecartament normal sau îngust, la nivelul tehnicii mondiale, folosind procedee de construcții din cele mai actuale (beton precomprimat, tabliere metalice sudate, îmbinări cu buloane de înaltă rezistență etc.). Institutul are o bogată experiență în proiectarea acestor lucrări, realizările sale cuprinzînd proiecte de poduri și viaducte, atît pe liniile ferate noi, cît și la reconstrucția liniilor ferate existente.

S-au realizat poduri boltite cu deschideri pînă la 100 m, poduri metalice din grinzi cu zăbrele, avînd deschideri pînă la 80 m, poduri metalice din grinzi cu inimă plină, avînd deschideri pînă la 50 m, precum și importante lucrări de consolidări ale podurilor existente prin metode de înaltă tehnicitate.

Documentația tehnică, ce se întocmește pentru executarea unor astfel de lucrări, se bazează pe studii tehnico-economice aprofundate pentru alegerea soluției, precum și pe studii de teren corespunzătoare: geotehnice, hidrologice și topografice.

Proiectele cuprind: infrastructura și suprastructura podului sau viaductului, lucrările de corecții etc.

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE



BUCUREȘTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 și 18.26.10

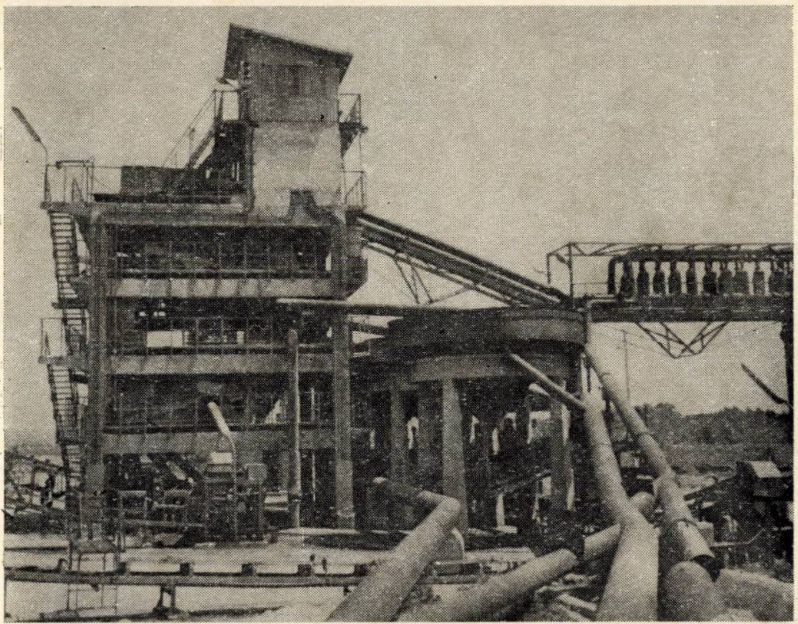
Întreprinderea de prefabricate și agregate pentru construcții

Produce:

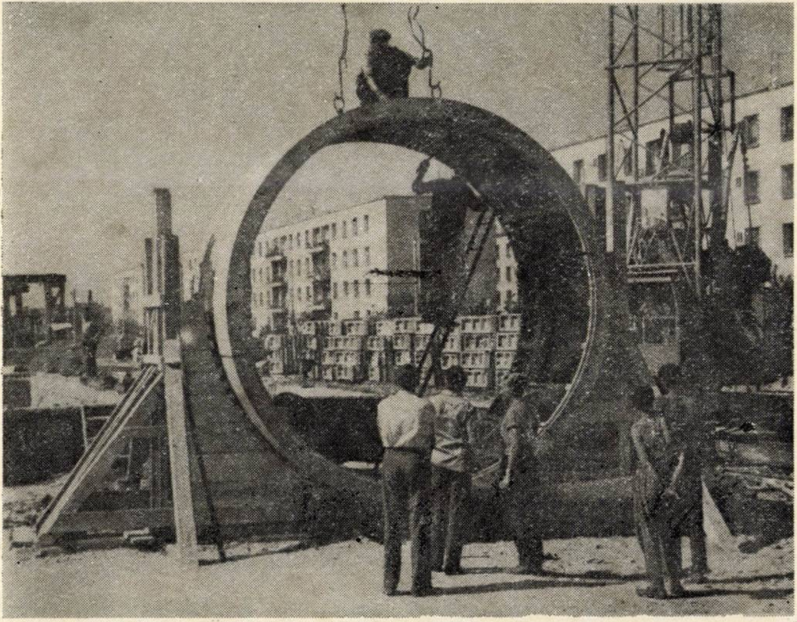
Agregate grele — sortate — pentru betoane și mortare.

Prefabricate de beton simplu și armat: bolțari scut mecanic, panouri de fațadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuințe și tip industrial.

Betoane și mortare pentru orașul București.

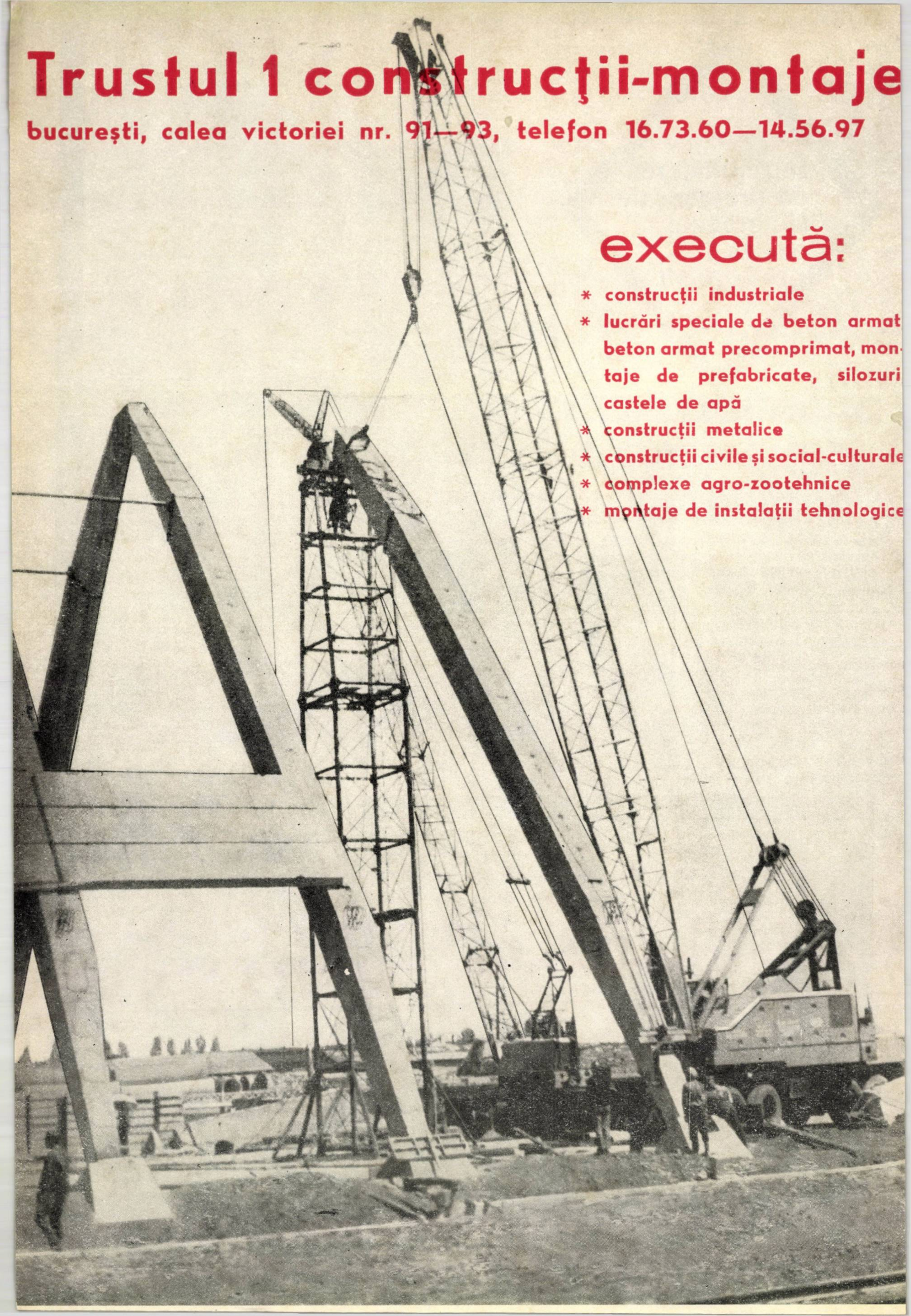


BUCUREȘTI
Str. Pictor N. Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368



Trustul 1 construcţii-montaje

bucureşti, calea victoriei nr. 91—93, telefon 16.73.60—14.56.97



execută:

- construcţii industriale
- lucrări speciale de beton armat beton armat precomprimat, montaje de prefabricate, silozuri castele de apă
- construcţii metalice
- construcţii civile şi social-culturale
- complexe agro-zootehnice
- montaje de instalaţii tehnologice

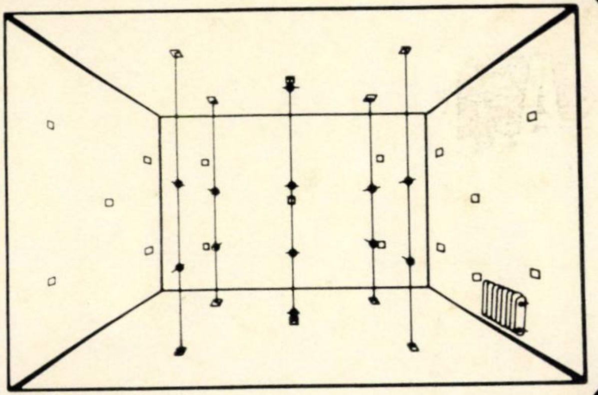
incerc

Institutul de Cercetări în Construcţii şi Economia Construcţiilor

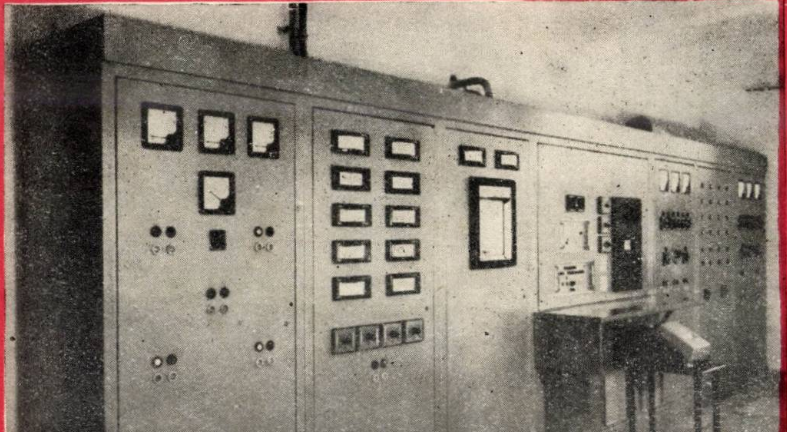
Secţia Instalaţii

Determinarea de caracteristici termice la corpuri statice de încălzire în celula termică INCERC. Puterea termică a corpurilor de încălzire se determină cu precizia de ± 2% folosind o instalaţie special construită, echipată cu aparataj electronic automatizat.

Se asigură perfecta reproductibilitate a măsurătorilor şi se întocmesc diagramele de catalog ale corpurilor de încălzire încercate.



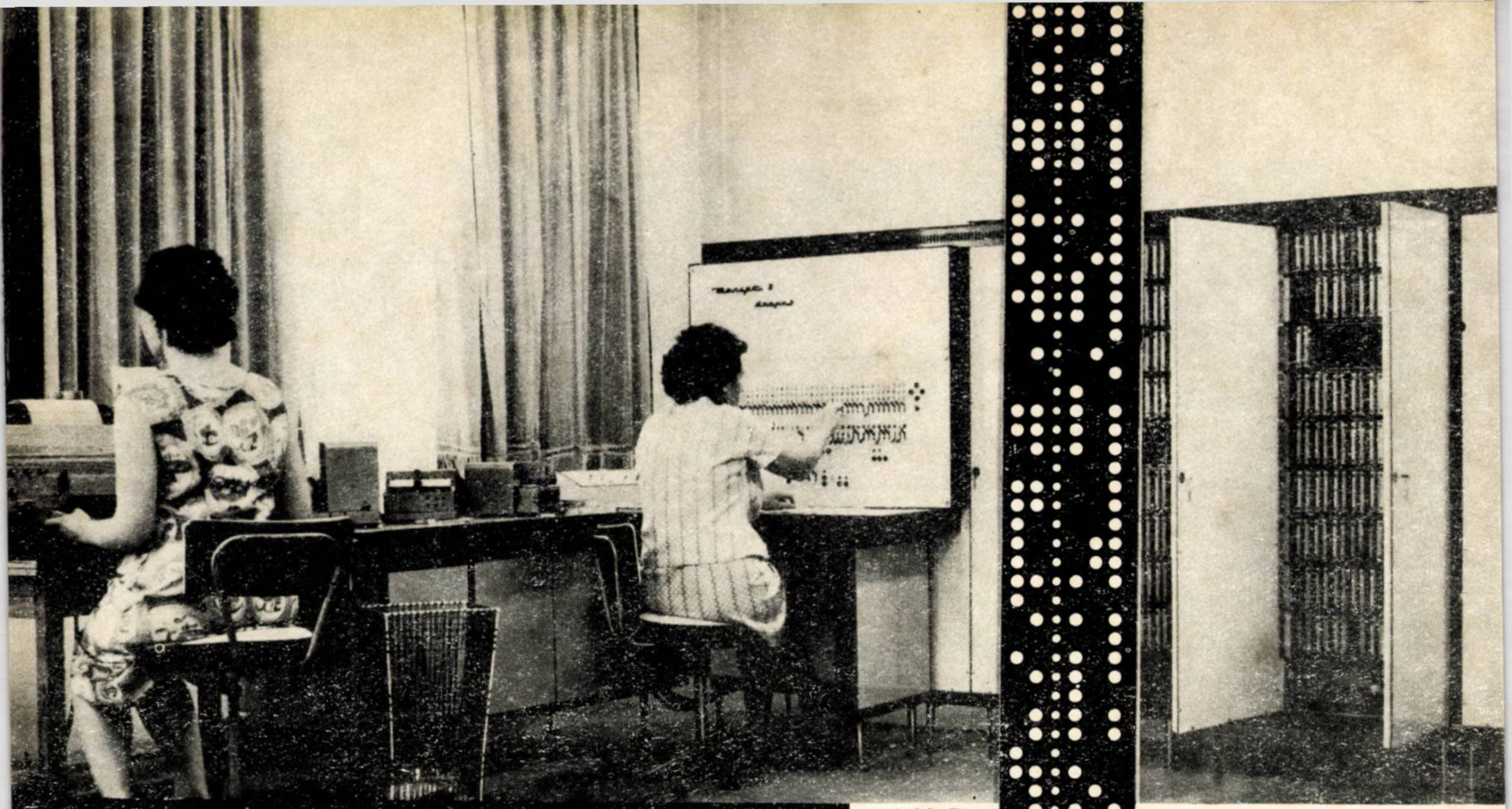
BUCUREŞTI, ŞOS. PANTELIMON 266



Détermination des caractéristiques thermiques des corps de chauffe dans la cellule thermique INCERC.

L'émission thermique des corps de chauffe est déterminée avec une précision de ± 2% en utilisant une installation spécialement construite dotée d'un appareillage électronique automatisé.

On assure la parfaite reproduction des mesurages et on élabore les diagrammes de catalogue des corps de chauffe essayés.



D. S. A. P. C.

TIMIŞ

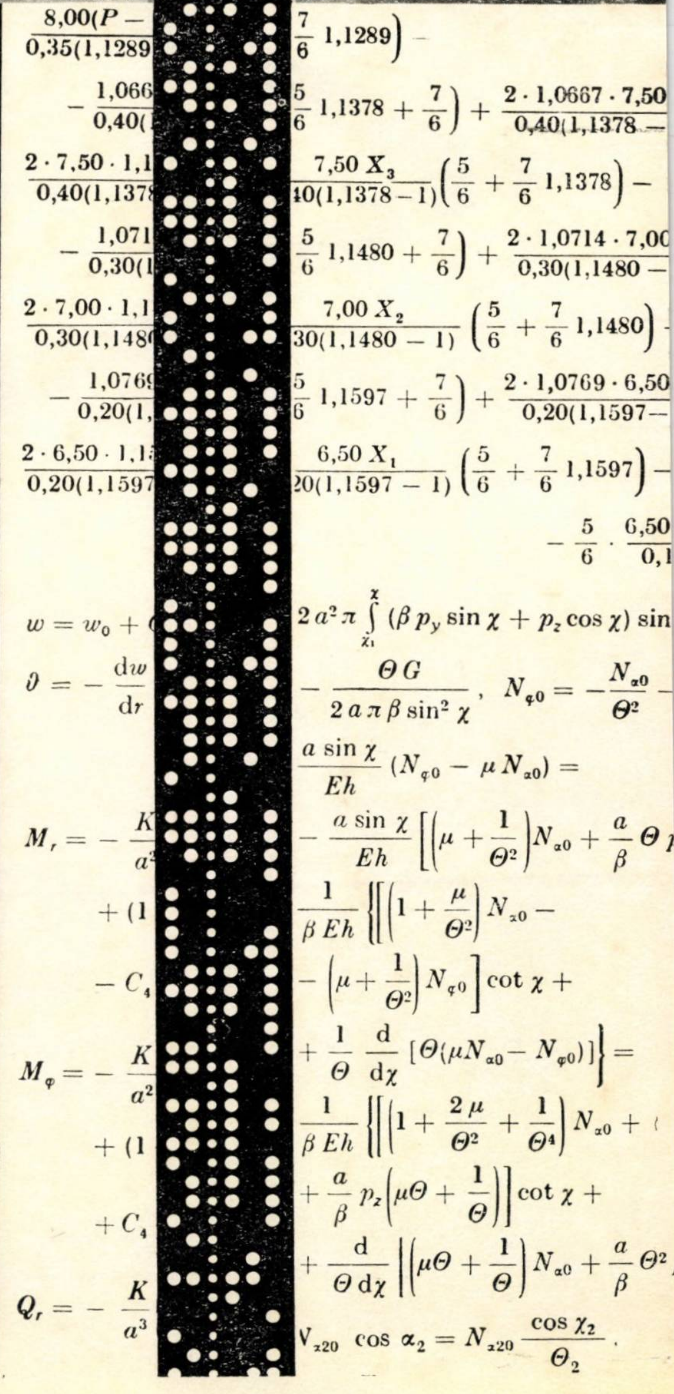
Execută rapid, pe bază de comenzi, cu ajutorul calculatorului electronic, calcule pentru unităţile de proiectare şi alte întreprinderi.

Calculatorul dispune de programe proprii pentru următoarele calcule:

- calculul static al cadrelor ortogonale
- calculul static al grinzilor continue
- calculul reţelelor de alimentare cu apă în varianta optimizată
- calcule topometrice
- calculul grinzilor precomprimate
- calculul instalaţiilor de încălzire
- problema transportului
- drumul critic (PERT)
- programare liniară (SIMPLEX)
- sisteme de ecuaţii

Pentru probleme asemănătoare sau probleme noi se pot întocmi programele necesare împreună cu cei interesaţi

Timişoara, str. Paris nr. 2, tel. 1.92.80



ÎNTREPRINDEREA „VICTORIA“

BUCUREŞTI, STR. COBĂLCESCU nr. 9
Telefon 13.25.49

LIVREAZĂ:

APA STOP

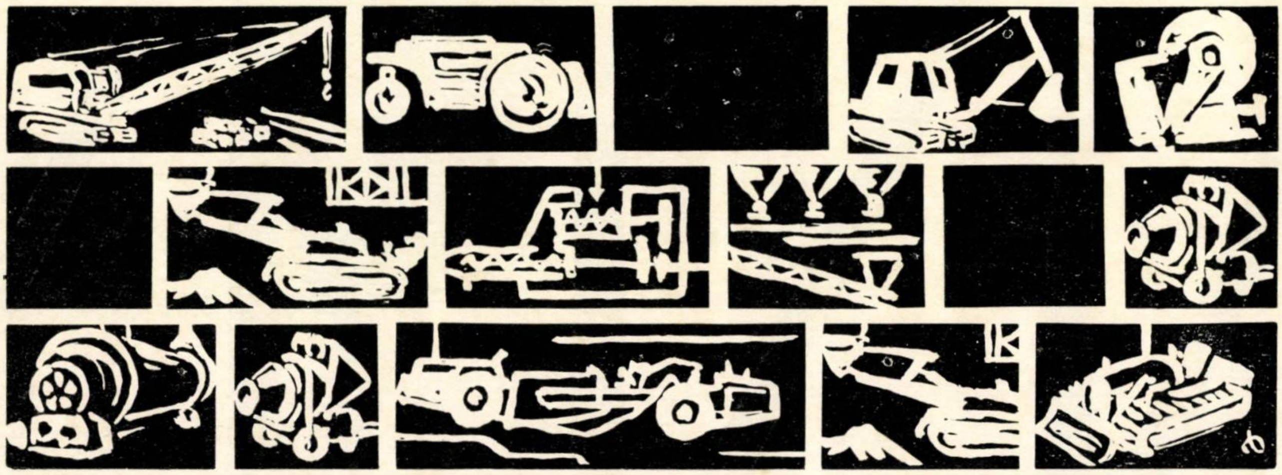
Produs sub formă de praf, ce se întrebuinţează ca adaos la ciment şi are rolul de a impermeabiliza mortarele şi betoanele, pentru presiuni de apă nu prea mari.

CLEI RECE

Pe bază de caseină pentru lucrări de tîmplărie, binale şi zugrăveli, rezistă şi în medii umede.

27 aprilie – 5 mai 1968

MAȘINI DE CONSTRUCȚII, UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII
MAȘINI PENTRU INDUSTRIA PRODUSELOR CERAMICE



- Niciodată în trecut nu am fost obligați la asemenea economii în sectorul de construcții ca astăzi.
- Niciodată în trecut nu s-a făcut simțită atît de pregnant nevoia organizării în condiții cît mai economice a șantierelor ca astăzi.
- Niciodată în trecut nu au fost prezentate oferte atît de interesante ca la această ediție a tîrgului. Veniți să vă convingeți personal. Prospecte, literatură de specialitate, informații suplimentare prin: Deutsche Messe und Ausstellungs A. G., 3 Hannover—Messegelände

MAȘINI DE CONSTRUCȚII UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII MAȘINI PENTRU INDUSTRIA PRODUSELOR CERAMICE LA

TÎRGUL DE LA HANOVRA

Publicom

FABRICA DE CIMENT FIENI

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ

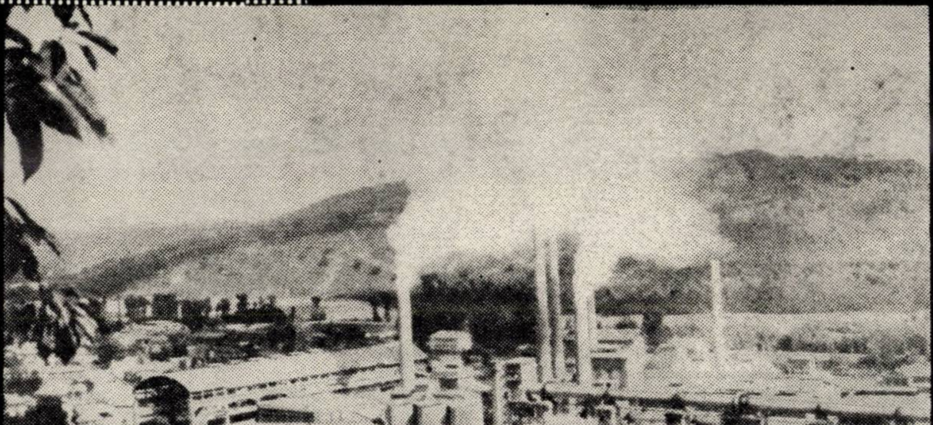
CIMENTURI SPECIALE

CIMENT PENTRU SONDE „S. 60"

Prezintă activitate hidraulică iniţială mare şi tendinţă de sedimentare şi filtrare minimă. Rezultate foarte bune la cimentarea sondelor pînă la o adîncime de 3 200 m.

CIMENTURI CU ÎNTĂRIRE RAPIDĂ R.I.M. 200 şi R.I.M. 300

Folosirea lor în industria prefabricatelor elimină parţial sau total tratamentul termic aplicat betoanelor. Rezistenţă la compresiune minimum 200 kgf/cm², respectiv 300 kgf/cm² la o zi după turnare.



FIENI — JUDEŢUL DÎMBOVIŢA

1968 JUN 25

INDUSTRIALEXPORT

SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ETAT
POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

execute

● outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.

● installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 — Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

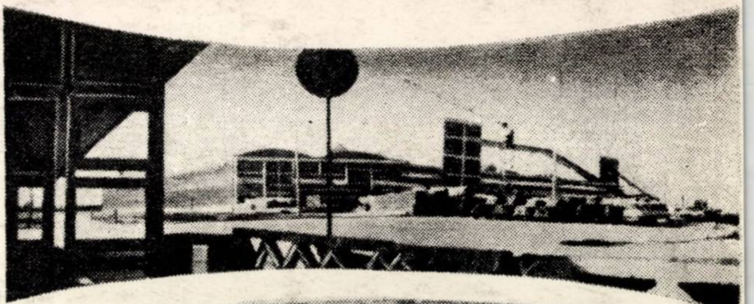
ROMANIAN STATE ENTERPRISE
FOR FOREIGN TRADE

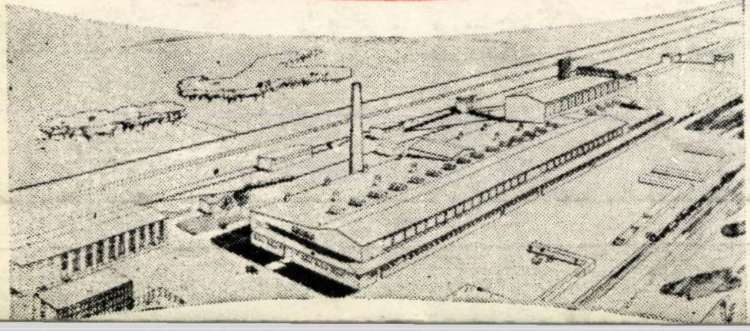
supplies

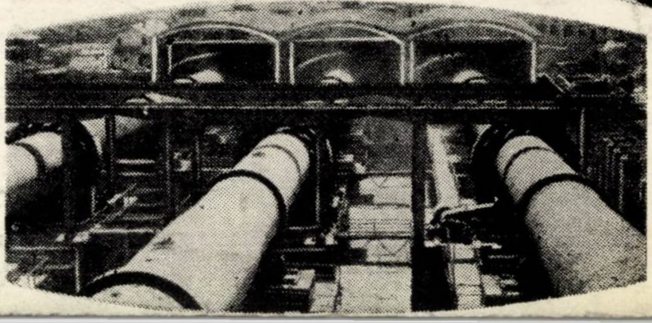
● equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.

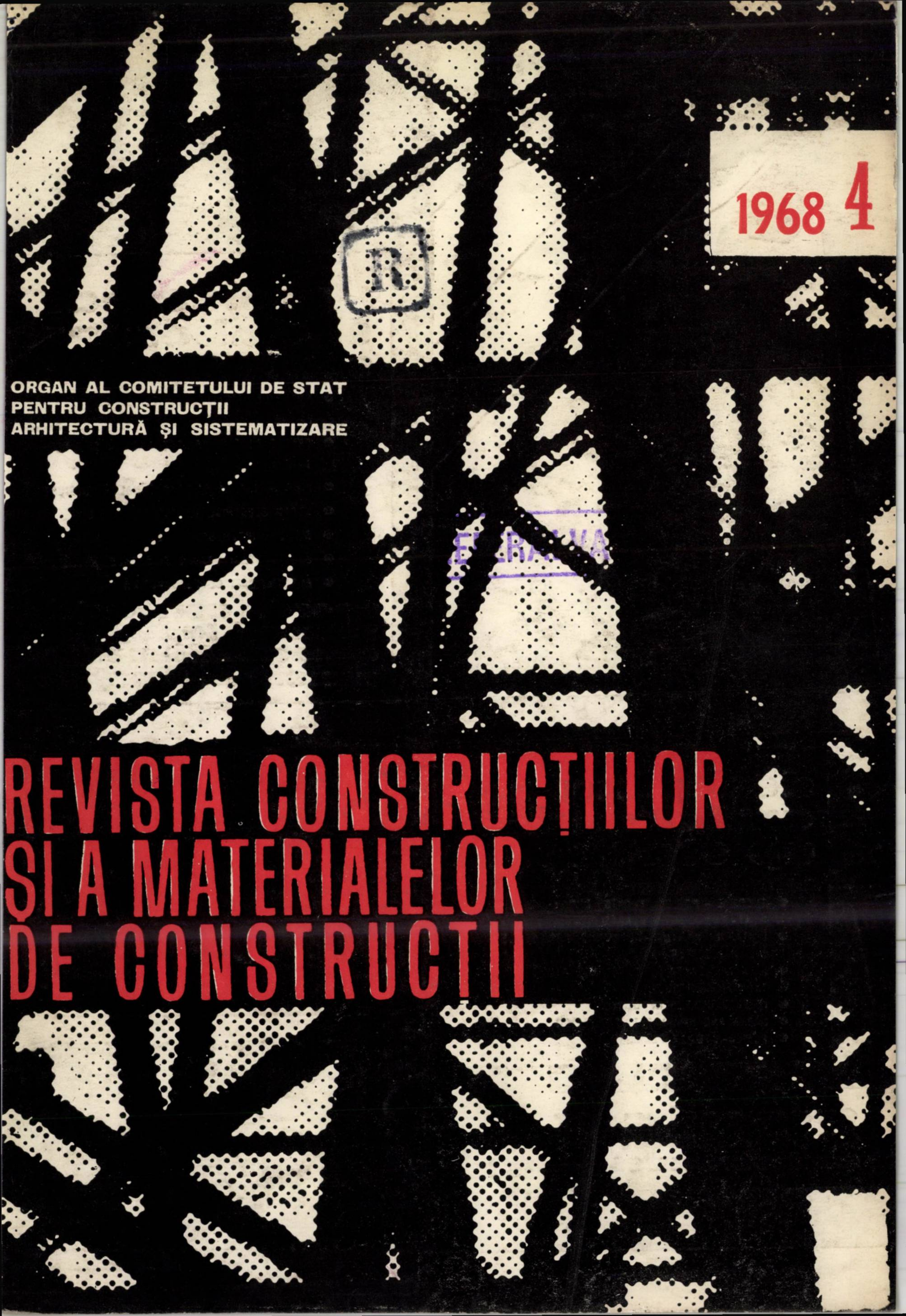
● sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street Bucharest — ROMANIA Telephone: 116 — Telex: 214; Cables : INDEXPORT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA







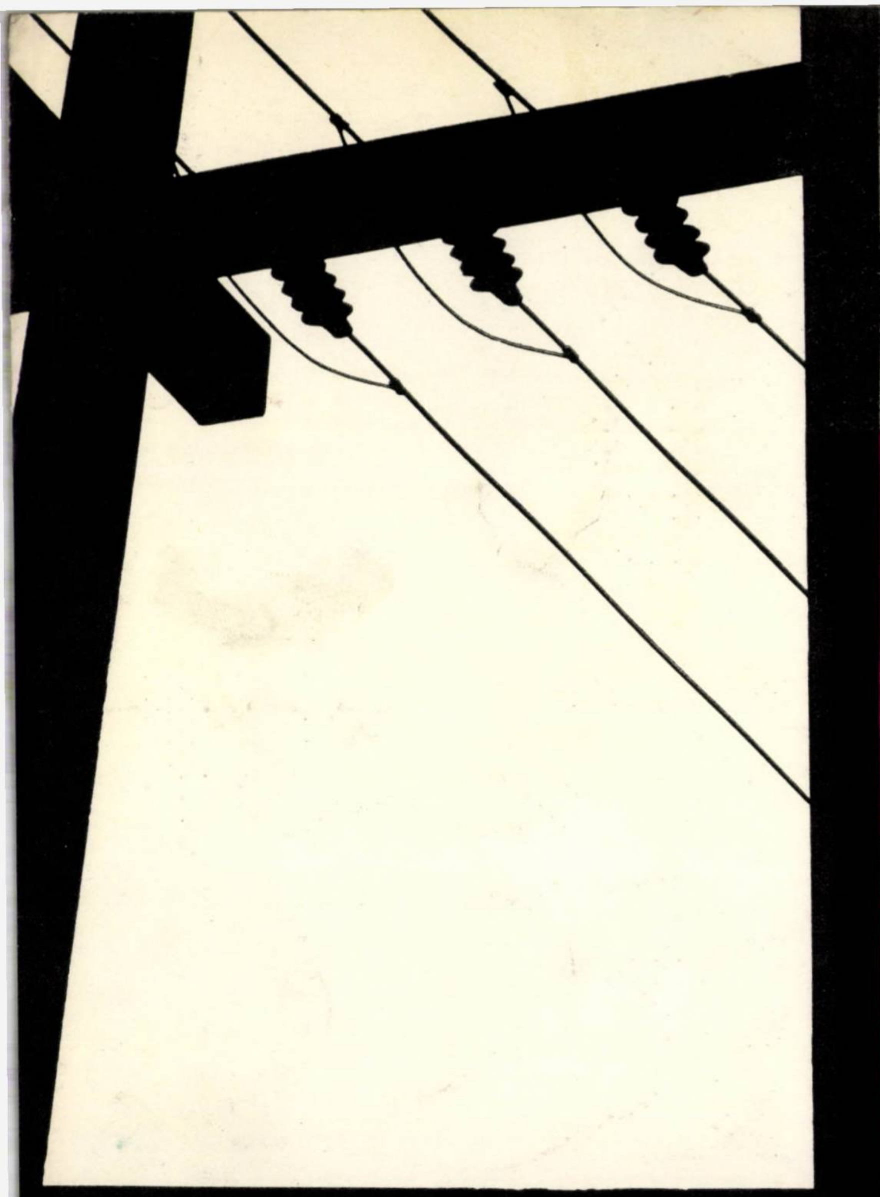


1968 4

R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII



proiectează
si elaborează
studii pentru

- CENTRALE TERMOELECTRICE SI DE TERMOFICARE
- REȚELE DE TERMOFICARE URBANĂ ȘI INDUSTRIALĂ
- LINII DE ÎNALTĂ ȘI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE
- STAȚII ELECTRICE DE TRANSFORMARE
- SISTEME INTERCONECTATE
- ELECTRIFICARI URBANE ȘI RURALE
- ELECTRIFICĂRI DE PERSPECTIVĂ

acorda asistența
tehnică la
construcții-montaj ș
punere in funcțiune

designing
and drawing
up studies for

- THERMAL – POWER PLANTS AND COMBINED HEAT–AND–POWER PLANTS
- DISTANCE HEATING–NETWORKS FOR CITIES AND INDUSTRIES
- HIGH AND EXTRA HIGH–VOLTAGE LINES
- TRANSFORMER SUBSTATIONS
- INTERCONNECTED NETWORKS
- URBAN AND RURAL ELECTRIFICATION
- POWER–SYSTEM PLANNING

engeneering for
construction erection
and commissioning

ISPE

INSTITUTUL DE STUDII SI
PROIECTARI ENERGETICE
BUL. REPUBLICII 29 - **BUCURESTI**

337795

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

377798

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

337797

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

337798

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

307799

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

337800

Gyorsreprográfiai szolgálat

Utalvány

1 oldal másolására

Országos Műszaki Könyvtár
és Dokumentációs Központ
Bp. VIII., Reviczky u. 6

OMKDK példánya

E 1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

4

1968

VOLUMUL 20, Nr. 4

APRILIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf, ing, Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

V. PETCU

Proiectarea grinzilor continue, cadrelor și plăcilor de beton armat în domeniul plastic. I. Domeniu de aplicare. Principii de calcul 169

D. T. NICULESCU

Panouri autoportante din aliaje de aluminiu folosite în S.U.A. la acoperirea halelor metalice 173

S. PETRE LAZĂR

Determinarea proprietăților elastice ale materialelor fonoizolatoare prin cercetări de laborator 183

M. ILINA

Calculul instalațiilor de încălzire prin radiație(I) 189

I. BRÎNZAN

Unele probleme privind rigiditatea diafragmelor din beton armat cu goluri 198

E. DIMITRIU—VÎLCEA și M. HERȘCU

Calculul termoeconomic al elementelor de construcții și al clădirilor 200

S. CUCOȘ, A. POPESCU

Controlul cantitativ pe cale microscopică al adaosurilor făcute la măcinarea clinkernului 208

H. MUNTEANU

Bitumuri folosite pentru fabricarea cartonului asfaltat 213

C. DIMITRESCU, A. TENDREU, C. BILCESCU

Corelația dintre indicii obținuți la măcinarea în laborator și cei obținuți în industria cimentului la măcinarea brută umedă 214

V. VELEA

Influența regimului termic din mașinile Fourcault de tras geam asupra deșeurilor de fabricație 217

43 305

Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții, organ al Comitetului de Stat pentru Construcții, Arhitectură și Sistematizare — Redacția, administrația și casieria : București, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacția 13.98.80 ; Administrația 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacției. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcția Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacția publicațiilor „Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții“ și „Arhitectura“
Prețul unui exemplar lei 8

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

SUMMARY

V. PETCU : Design recommendations for continuous beams, frames and plates of reinforced concrete, stressed within the plastic range

The Research Institute for Buildings and Building Economy (INCERC) carried out a program of experimental and theoretic studies on the performances and calculation of reinforced concrete structures submitted to plastic stresses, which led eventually to the formulation of new principles and methods of calculation within this range. Recently, the results obtained till now were summarized under the form of design recommendations.
The author presents and discusses these recommendations.

D. T. NICULESCU : Self-bearing panels in aluminium alloys used in USA as roofings for metallic halls

The author discusses the characteristics of aluminium alloy panels and presents their uses in USA ; he then presents the various types of panels, the way of joining and attaching them, some solutions applied in finishing work to obtain outstanding esthetic effects and, in conclusion, some research problems.

PETRE LAZĂR : Determination, through laboratory investigations of elastic properties of sound insulating materials

The use of materials with special characteristic properties is necessary in order to obtain damping systems capable to reduce the level of various kinds of noises which propagate through the building separating elements.
To determine the elastic properties of sound insulating materials, the Research Institute for Buildings and Building Economy (INCERC) set up a number of measuring equipments and special gigs.
The present paper is the first from a series of reports describing the results of studies carried out at INCERC on this problem.

M. ILINA : Design of heating installations based on radiation processes (I)

The aim of the author is to solve one of the most awkward problems raised by the design of radiation heating plants. Since at the present time in the literature this problem is given many different treatments, more or less accurate, he endeavoured to present a mathematical method which would take into consideration, as much as possible, the main factors involved in the radiation heating processes.
On this line of thought, this first part of the work presents the basic equations for the thermal change taking place in rooms heated through radiation processes and applicable to the three heating systems, i.e. : the low, the medium and the high temperature ones. The author also studies, from the thermal standpoint, the most common cases of radiation heating.

I. BRANZAN : Some problems of the rigidity of reinforced concrete diaphragms with voids

Owing to the practical importance presented by the rigidity problem in the design of diaphragm rigidized buildings, bearing in mind the experimental results obtained subsequent to strain tests carried out on diaphragms with voids and assuming that such results hold true also in actual conditions, the author suggests an approximate relation to determine the rigidity module of reinforced concrete diaphragms with few or many levels and having a row of symmetrically or non symmetrically disposed voids.

E. DIMITRIU-VILCEA, M. HERȘCU : Thermo-economical estimation of building elements and buildings

The authors consider one of the problems raised by building element thermal dimensioning ; they present a new method which they endeavour to make accessible ; they also present, already calculated, a number of coefficients for some types of building elements.

S. CUCOȘ, A. POPESCU : Microscopic quality control of cements with additions

The authors present the tests carried out to determine quantitatively the slag and gypsum addition in cements and reach the conclusion that the slag content of cement may be determined microscopically.

C. DIMITRESCU, A. TENDREU, C. BILCESCU : The correlation between indices obtained in laboratory grinding and those obtained in the cement industry with coarse wet grinding

In practice, it is of particular importance to establish a relation between the results obtained in grinding various materials with laboratory equipments and with industrial ones, since such a relation, when known, could be applied to reduce the amount of work necessary to estimate the performances of grinding mills used for various raw materials submitted to grinding processes.
To this end, a great amount of experimental work was carried out to find out an empirical relation between the specific power consumption of some laboratory equipments on one hand and that of some industrial grinding mills on the other, for a certain given size of the ground grain.

V. VELEA : Effects of thermal regime of glass drawing Fourcault machines on fabrication wastes

The Research Institute for Building Materials and Prefabricated Elements carried out a study on the influence of the thermal regime of the glass drawing machine on the waste percentage resulted.
Essentially, the study consisted in determining the dependence between the variation of the thermal regime of Fourcault machines and the percentage of wastes resulted. To complete the study, besides the thermal regime of the Fourcault machines, the temperature regimes within the working area which partially determines the first one – was also investigated.
The author presents the experimental work carried out and the results obtained.

SOMMAIRE

V. PETCO : Recommandations pour l'étude de conception des poutres continues des cadres et des plaques en béton armé, dans la région de plasticité

L'Institut de la Recherche en Constructions et Economie de la Construction (INCERC) de Bucarest a entrepris un programme d'études théoriques et expérimentales sur le comportement et le calcul des structures en béton armé dans la région de plasticité, qui ont conduit à l'énonciation de nouveaux principes et méthodes de calcul dans ce domaine. Depuis peu, les résultats obtenus jusqu'à l'heure actuelle ont été synthétisés sous forme de recommandations pour l'étude de conception.

L'auteur présente et commente le contenu de ces recommandations.

D. T. NICULESCO : Panneaux auto-portants en alliage d'aluminium employés aux EUA pour couvrir les halls métalliques

Après avoir analysé les caractéristiques des panneaux en alliages d'aluminium et présenté les résultats obtenus à la suite de leur emploi aux Etats Unis, l'auteur présente différents types de panneaux, la manière d'en faire la jointure et le rallongement, différentes solutions de finissage pour obtenir des effets esthétiques spéciaux et, en conclusion, quelques problèmes de la recherche.

PETRE LAZĂR : Détermination des propriétés élastiques des matériaux phono-isolants par le moyen des recherches de laboratoire

L'emploi de matériaux ayant des propriétés particulières est nécessaire si l'on veut obtenir des systèmes amortisseurs capables de diminuer le niveau des diverses catégories de bruits se propageant à travers les éléments de cloisonnage employés dans les bâtiments.

Afin de déterminer les propriétés élastiques des matériaux phono-isolants, on a mis au point à l'Institut de la Recherche en Constructions et Economie de la construction (INCERC) un certain nombre d'installations de mesure et montages spéciaux.

Le présent article est le premier d'une suite de communications ou l'on présente les résultats des études entreprises par l'INCERC dans cette voie.

M. ILINA : Calcul des installations de chauffage par radiation (I)

L'auteur se propose comme but de solutionner un des problèmes épineux du calcul du chauffage par radiation. Comme actuellement dans la lit, térature ce problème est traité de plusieurs manières, plus ou moins exactes-il s'est efforcé de présenter une méthode mathématique qui tienne compte, autant que possible, des facteurs principaux qui interviennent dans la processus du chauffage par radiation.

Cette première partie de l'ouvrage comprend donc les équations fondamentales de l'échange de chaleur par radiation, valables pour les trois systèmes de chauffage, à savoir basse, moyenne et haute température. Elle comprend également l'étude thermique des cas les plus usuels rencontrés dans le chauffage par radiation.

I. BRANZAN : Quelques problèmes sur la rigidité des diaphragmes en béton armé à jours

Compte tenu de l'importance pratique présentée par le problème de la rigidité pour le calcul des bâtiments rigidisés au moyen de diaphragmes, prenant à l'appui les résultats des expériences entreprises sur la déformation des diaphragmes à jours et supposant que ces résultats sont valables aussi pour les situations réelles, l'auteur propose une formule approximative qui donne le module de rigidité des diaphragmes en béton armé à peu ou à beaucoup de niveaux et à une chaîne de creux disposés de façon symétrique ou non symétrique.

E. DIMITRIU-VILCEA, M. HERSCO : Calcul thermo-économique des éléments de construction et des bâtiments

Les auteurs s'occupent de l'un des problèmes du dimensionnement thermique des éléments de construction, pour la solution duquel ils proposent une méthode qu'ils s'efforcent de rendre accessible ; ils présentent également, déjà calculés, plusieurs coefficients pour plusieurs types d'éléments de construction.

S. CUCOȘ, A. POPESCO : Contrôle qualitatif microscopique des ciments à additions

Les auteurs présentent les essais entrepris pour déterminer quantitativement le montant des additions de laitier et plâtre dans les ciments et arrivent à la conclusion qu'il est possible de déterminer par voie microscopique la teneur en laitier du ciment.

C. DIMITRESCO, A. TENDREU, C. BILCESCO : Corrélation entre les indices obtenus à la mouture en laboratoire et ceux obtenus dans l'industrie du ciment au broyage brut humide

L'établissement d'une corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire à la mouture des divers matériaux et ceux obtenus en employant aux mêmes fins des outillages industriels revêt une importance particulière en pratique, car on dispose de la sorte d'un instrument permettant de réduire le volume des travaux nécessaires à l'estimation des performances des meules destinées au broyage de diverses matières premières.

On a donc cherché par une suite de travaux expérimentaux de trouver une relation empirique entre la consommation spécifique d'énergie de certains équipements de laboratoire et celle des broyeurs industriels, pour une certaine finesse des grains broyés.

V. VELEA : Influence du régime thermique des machines Fourcault pour l'étirage mécanique du verre, sur les déchets de fabrication

L'Institut de la Recherche pour Matériaux et Préfabriqués en Constructions a entrepris une étude systématique sur l'influence du régime thermique régnant dans la machine pour l'étirage mécanique du verre, sur le pourcentage de déchets résultés.

L'étude consistait essentiellement à déterminer la dépendence entre la variation du régime thermique dans les machines à étirer le verre et le pourcentage de déchets résultés. Pour compléter l'étude, outre le régime thermique des machines à étirer, on a aussi poursuivi des investigations sur le régime des températures de la zone de travail, lequel détermine en partie le régime thermique des machines à étirer.

L'auteur présente les expériences et les résultats obtenus.

INHALT

V. PETCU : Richtlinien für die Bemessung von Stahlbeton Durchaufträgern, Rahmen und Platten im plastischen Bereich

Im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft (INCERC) aus Bukarest wurden theoretische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt betreffend das Verhalten und die Bemessung von Stahlbeton Tragkonstruktionen im plastischen Bereich deren Ergebnisse die Ausarbeitung neuartiger Grundlagen und Bemessungsverfahren in diesem Bereich ermöglicht haben. Die bis heutzutage erlangten Ergebnisse wurden vor kurzem als Bemessungsrichtlinen zusammengefasst.

Die obenangeführten Richtlinien werden im Artikel vorgeführt und erläutert.

D. NICULESCU : Selbsttragende Platten aus Aluminiumlegierungen hergestellt und in den USA bei der Überdachung von Industriehallen mit Stahltragkonstruktion angewandt

Es werden untersucht die Haupteigenschaften der Platten aus Aluminiumlegierungen hergestellt und vorgeführt deren Anwendung in den USA ; der Autor beschreibt verschiedene Plattentypen, gibt an deren Befestigung und Verbindungsart und führt schlieslich vor die Fertigungsarbeiten die durchgeführt werden um gewisse aesthetische Effekte zu erlangen. Zum Schluss kommen noch die Forschungsfragen.

P. LAZĂR : Bestimmung der elastischen Eigenschaften von schallschluckenden Baustoffen im Laboratorium

Baustoffe mit besonderen Eigenschaften werden jeweils angewandt sobald es sich handelt ein Dämpfungssystem herzustellen imstande die Schallstärke verschiedener Lärme die von den Scheideteilen eines Wohnhauses fortgeleitet werden herabzusetzen.

Im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft (INCERC) werden einige spezielle Mess- und Montageanlagen hergestellt die der Bestimmung der elastischen Eigenschaften von schallschluckenden Baustoffen dienen.

Dieser Artikel ist der erste aus einer Reihe von Berichten betreffend die Ergebnisse der Forschungsarbeiten die diesbezüglich im INCERC durchgeführt wurden.

M. ILINA : Bemessung einer Strahlungsheizanlage (I)

Der Autor setzt sich als Ziel in seinem Beitrag eine der heikelsten Fragen der Bemessung einer Strahlungsheizanlage zu lösen. Da gegenwärtig diese Frage sehr verschiedenartig und mit mehr oder weniger grossen Genauigkeit behandelt wird, wurde hier angestrebt ein mathematisches Verfahren vorzuführen das soweit wie möglich die bedeutendsten Faktoren die im Strahlungsheizungsprozess vorkommen zu berücksichtigen.

Im ersten Teil dieser Arbeit werden infolgedessen die Hauptgleichungen abgeleitet die den Wärmeaustausch in mit Strahlungsheizanlagen vorgesehenen Räumen regieren – gleichungen die gleichweis bei nieder, mittel und hochte temperatur Heizanlagen angewandt werden können. Es werden ebenfalls von einem wärmetechnischen Standpunkt aus betrachtet, die am häufigsten angewandten Strahlungsheizanlagen untersucht.

I. BRANZAN : Einiges über die Steifigkeit von Stahlbeton Diaphragmen mit Yohlräumen vorgesehen

Angesichts der praktischen Bedeutung der Steifigkeit bei der Bemessung von Wohnbauten mittels Diaphragmen ausgesteift wird im Artikel eine Näherungsformel angegeben zur Bestimmung des Steifigkeitsmoduls von Stahlbeton Diaphragmen mit wenigen oder zahlreichen Hohlräumen symetrisch oder unsymetrisch gelegen – alles unter Berücksichtigung der Versuchsergebnisse betreffend die Verformung von Diaphragmen mit Hohlräumen und unter Annahme dass diese Ergebnisse auch in der Praxis Anwendung finden können.

E. DIMITRIU-VILCEA, M. HERȘCU : Wirtschaftliche Wärmeberechnung von Bauteilen und Bauten

Der Artikel erörtert eine Frage der Wärmeberechnung von Bauteilen und versucht das vorgeschlagene Rechenverfahren zugänglich zu machen indem man eine Reihe von im vornherein errechneten Werten angibt für einige Bauteilarten.

S. CUCOȘ, A. POPESCU : Mikroskopische Güteprüfung von Zementen mit Zuschlagstoffen

Die Verfasser führen vor die Versuche die durchgeführt wurden um den Schlacke- und Gipsgehalt eines Zementes zu bestimmen ; man gelangte zur Überzeugung dass der Schlackegehalt mikroskopisch bestimmt werden kann.

C. DIMITRESCU, A. TENDREU, C. BILCESCU : Korrelation zwischen den charakteristischen Mahlwerten im Laboratorium erlangt mit denen die sich aus der nassen Rohmahlung in der Zementindustrie ergeben

Es ist von besonderer Bedeutung für die Praxis eine Korrelation abzuleiten zwischen den Ergebnissen die erlangt werden bei der Mahlung verschiedener Rohstoffe im Laboratorium und in der Industrie da dieses Verfahren uns ermöglicht den Arbeitsumfang bei der Bestimmung der Mahlleistung verschiedener Rohstoffe herabzusetzen.

Es wurde deshalb angestrebt auf Grund einer Reihe von Versuchsarbeiten eine empirische Gleichung abzuleiten zwischen dem spezifischen Energieverbrauch einiger Laborvorrichtungen und dem einer Industriemahlanlage, u.zw. für eine gewisse Mahlfeinheit.

V. VELEA : Einfluss der wärmetechnischen Betriebsbedingungen einer Fourcaultschen Glasziehmaschine auf den Ausschussumfang

Im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft (INCERC) wurden systematische Forschungsarbeiten durchgeführt betreffend den Einfluss den die wärmetechnischen Betriebsbedingungen einer Glasziehmaschine auf den sich ergebenden Ausschussumfang ausüben.

Diese Untersuchung bestand im Wesentlichen in der Bestimmung der herrschenden Wechselbeziehung zwischen der Variation der wärmetechnischen Betriebsbedingungen einer Glasziehmaschine und dem sich ergebenden Ausschussprozent. Um die Forschungsarbeit zu ergänzen unter Berücksichtigung des Bereiches ausserhalb der Betriebsbedingungen wurden die Temperaturverhältnisse untersucht in derjenigen Arbeitszone die teilweise den ersten Bereich bestimmt.

СОДЕРЖАНИЕ

В. ПЕТКУ: Рекомендации по проектированию сплошных балок, рам и плит из железобетона в пластической области

В Научно-исследовательском институте по строительству и экономике строительства (ИНЧЕРК) — Бухарест была осуществлена программа теоретических у экспериментальных исследований, касающихся поведения и расчета железлобетонных структур в пластической области, приведших к разработке новых принципов и методов расчета в этой области. Полученные до настоящего времени результаты были недавно обобщены в виде рекомендаций для проектирования.
В статье приводится и комментируется содержание этих рекомендаций.

Д. НИКУЛЕСКУ: Самонесущие панели из алюминиевых сплавов, применяемые в США, для покрытия металлических цехов

Рассматривая характеристики панелей из алюминиевых сплавов и приводя результаты использования их в США, автор представляет отдельные типы панелей, способ их закрепления и наращивания, отделочные решения в виду получения особых эстетических эффектов, а также и различные исследовательские вопросы.

ПЕТРЕ ЛАЗЭР: Определение упругих свойств звукоизоляционных материалов путем лабораторных исследований

Использование материалов, обладающих особыми свойствами, является необходимым для получения демпферных систем, способных к понижению уровня различных категорий шумов, распространяющихся через ограждающие элементы зданий.
С целью определения упругих сойств звукоизоляционных материалов, в Научно-исследовательском институте по строительству и экономике строительства (ИНЧЕРК) был выполнен ряд специальных измерительных и монтажюных установок.
Настоящая статья является первой из ряда сообщений, представляющих результаты исследований, предпринятых ИНЧЕРК-ом в этом направлении.

М. ИЛИНА: Расчет установок лучистого отопления (I)

Автор задается целью разрешить один из трудных вопросов в области отопительных установок, касающийся расчета лучистого отопления. Учитывая, что в настоящее время этот вопрос всесторонне рассматривается в литературе, с применением более или менее точных методов, он пытается представить математический метод, повозможности принимающие во внимание главнейшие факторы, участвующие в процессе лучистого отопления.
Так, в первой части работы были установлены основные уравнения теплообмена в помещениях, обограваемых илучением, действительные для существующих трех систем низко-, средне- и высокотемпературного отопления. Исследовались также, с термической точки зрения, наиболее часто встречающиеся случаи лучистого отопления.

И. БРЫНЗАН: Некоторые вопросы, касающиеся жесткости пустотедых железобетонных оболочек

Имея в виду практическое значение, представляемое вопросом жесткости для расчета сооружений, скрепленных оболочками, на основе опытных результатов, полученных в связи с деформацией пустотелых оболочек и предполагая, что эти результаты являются действительными и в реальных условиях, автор предлагает приближенную формулу для определения модуля жесткости мало- или многоярусных железобетонных оболочек, с рядом симметрично или асимметрично расположенных пустот.

Э. ДИМИТРИУ-БЫЛЧА и М. ГЕРШКУ: Термоэкономический расчет конструкций и зданий

В статье обсуждается один из вопросов теплового расчета конструкций; авторы пытаются асделать метод доступным, приводя ряд заранее вычисленных коэффициентов для нескольких типов конструкций.

С. КУКОШ, А. ПОПЕСКУ: Контроль, при помощи микроскопа, качества цемента с добавками

Авторы описывают попытки, сделанные для определения количества примеси золы и необожжённого гипса к цементу и приходят к заключению, что при помощи микроскопа можно определить качество золы в цементе.

К. ДИМИТРЕСКУ, А. ЦАНДРЕУ и К. БИЛЬЧЕСКУ: Соотношение между показателями, полученными при лабораторном помоле и показателями, полученными на цементном производстве, при первичном мокром помоле

Установление соотношения между результатами, полученными при помоле различных материалов при помощи лабораторного оборудования и на промымлленных агрегатах, представляет особое практическое значение, поскольку оно позволяет снижение объема работ, необходимых для оценки характеристик мельниц для различных сырьевых материалов, подвергаемых помолу.

С этой целью пытались в ряде экспериментальных работ найти эмпирическую зависимость между удельным расходом энергии определенного лабораторного оборудования и удельным расходом некоторых промышленных мельниц для известной тонкости помола.

В. ВЕЛЯ: Влияние теплового режима машин Фурко для вытягивания оконного стекла на производственные отходы

В Научно-исследовательском институте по строительным материалам и сборным изделиям было предпринято систематическое исследование влияния теплового режима машины для вытягивания оконного стекла на процентное количество соответствующих отходов.

Исследование по существу состояло в определении зависимости между колебанием теплового режима в машинах Фурко и процентным количеством получающихся при этом отходов. Для пополнения исследования, помимо теплового режима машин для вытягивания стекла, наблюдали за температурным режимом рабочей зоны, частично определяющим первый.

Автор излагает проведенные опыты и приводит полученные результаты.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

Proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic

I. Domeniu de aplicare. Principii de calcul

Dr. ing. V. Petcu
INCERC

În ultimele două decenii, studiile teoretice şi experimentale privind influenţa deformaţiilor plastice ale betonului şi armăturii asupra mărimii şi distribuţiei solicitărilor în stadiul de rupere al structurilor static nedeterminate de beton armat au luat o extindere deosebită. Această activitate, care reprezintă una din laturile acţiunii generale de îmbunătăţire a bazelor calculului construcţiilor, a fost impulsionată de aplicarea, într-un număr tot mai mare de ţări, a metodei de calcul la rupere şi, respectiv, a metodei de calcul la stări limită. În cadrul acestor metode, calculul secţiunilor de beton armat se face în stadiul de rupere, ţinîndu-se seama de deformaţiile plastice ale betonului şi armăturii. Ca urmare a acestui fapt, a apărut în mod logic necesitatea de a se elabora metode de calcul al solicitărilor în domeniul plastic care, asemănător metodelor de calcul al secţiunilor, să se refere la stadiul de rupere al structurilor.

Activitatea desfăşurată în acest domeniu prezintă o importanţă ştiinţifică şi tehnică deosebită, deoarece contribuie la unificarea ipotezelor de bază şi a criteriilor proiectării construcţiilor de beton armat, asigurînd în acelaşi timp o utilizare raţională a betonului şi oţelului, prin luarea în consideraţie a modului lor real de comportare sub acţiunea sarcinilor. Referitor la acest aspect, este semnificativă existenţa, în cadrul Comitetului European pentru Beton, a comisiilor ,,Structuri static nedeterminate'' şi ,,Plăci şi planşee'', a căror activitate este îndreptată spre elaborarea de recomandări internaţionale, cu caracter general, pentru calculul structurilor de beton armat în domeniul plastic.

În unele ţări, rezultatele deja obţinute au creat condiţiile necesare pentru elaborarea de norme privind calculul în domeniul plastic al anumitor tipuri de structuri de beton armat. Astfel, primele prescripţii oficiale au fost elaborate în U.R.S.S. în anul 1950 [1]. Ele s-au referit la grinzi secundare şi plăci de beton armat. Ulterior, conţinutul lor a fost extins, prin includerea cadrelor de beton armat şi a planşeelor-ciuperci [2]. De asemenea, în prescripţiile pentru calculul construcţiilor de beton armat din Anglia, Suedia şi alte ţări, sînt incluse prevederi referitoare la luarea în consideraţie a redistribuirii momentelor la grinzi continue şi plăci armate pe două direcţii [3], [4].

În ţara noastră, introducerea calculului plastic a avut loc în anul 1952 [5], prin adaptarea prescripţiilor din instrucţiunile [1].

În ultimul deceniu, în cadrul Institutului de cercetări în construcţii şi economia construcţiilor (INCERC) din Bucureşti s-a realizat un program de studii teoretice şi experimentale privind comportarea şi calculul structurilor de beton armat în domeniul plastic, care au condus la elaborarea de principii şi metode noi de calcul în acest domeniu. Rezultatele obţinute pînă în prezent în cadrul acestui program au fost sintetizate recent sub formă de proiect de recomandări pentru proiectare [6].

În cele ce urmează se prezintă şi se comentează prevederile acestor recomandări, modul lor de aplicare fiind ilustrat prin exemple de calcul.

1. DOMENIUL DE APLICARE A RECOMANDĂRILOR

Recomandările se referă la proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat ale clădirilor civile, industriale şi agricole, cu luarea în consideraţie a redistribuirii solicitărilor datorită deformaţiilor plastice ale betonului şi armăturii. Ele se aplică în următoarele condiţii :

a) armătura este alcătuită din vergele de oţel OL 38 sau OL 38-M2 ;

b) marca betonului este cel puţin egală cu 150 kgf/cm² ;

c) procentele de armare ale secţiunilor grinzilor continue şi ale riglelor cadrelor, calculate în raport cu inimile secţiunilor, sînt cel mult egale cu 1,6 % în cazul folosirii betonului de marcă B 150 şi cel mult egale cu 2,0 % în cazul folosirii betoanelor de marcă B 200 sau mai mare ;

d) procentele de armare ale plăcilor sînt cel mult egale cu 1,4 % ;

e) la grinzi continue, cadre continue şi plăci continue cu deschideri inegale, raportul dintre deschiderea cea mai mică şi deschiderea cea mai mare este cel puţin egală cu 0,5 ;

f) cadrele au două sau mai multe deschideri. Stîlpii lor sînt verticali, iar riglele sînt orizontale sau cu o pantă pînă la 10 % ;

g) toate sarcinile temporare verticale se aplică static.

Condiţiile de mai sus au fost stabilite pe următoarele considerente :

1. Recomandările se referă numai la structurile armate cu vergele din oţel OL 38 sau OL 38-M2, deoarece :

— comportarea plastică a oţelului OL 38 corespunde cel mai bine cu ipotezele care stau la baza teoriei plastice simple a structurilor static nedeterminate [7] ;

— toate studiile experimentale efectuate pînă în prezent în ţară [8] — [13], precum şi marea majoritate a celor efectuate în străinătate, s-au referit la structuri armate cu oţeluri avînd proprietăţi fizico-mecanice identice sau similare cu cele ale oţelului OL 38. Aceste studii au confirmat, în toate cazurile, aplicabilitatea calculului plastic la proiectarea structurilor static nedeterminate de beton armat ;

— structurile armate cu oţel OL 38 au capacitatea de a dezvolta deformaţii plastice apreciabile pentru un domeniu suficient de mare al procentelor de armare.

Este evident că domeniul de aplicare a recomandărilor va fi extins în viitor şi la structurile armate cu alte tipuri de oţeluri, pe măsură ce se vor obţine date experimentale suficient de concludente privind comportarea acestor structuri în domeniul plastic.

2. Pentru acelaşi procent de armare, capacitatea de rotire a unei articulaţii plastice este cu atît mai mare, cu cît marca betonului este mai mare [14]. Din această cauză, marca betonului utilizat la structurile proiectate în domeniul plastic trebuie să fie cel puţin egală cu 150 kgf/cm²

3. La grinzile continue şi riglele cadrelor, limitarea valorilor procentelor de armare în funcţie de marca betonului rezultă din necesitatea asigurării unor capacităţi de rotire suficient de mari a articulaţiilor plastice şi din necesitatea limitării valorii efortului unitar maxim din zona comprimată a betonului sub acţiunea sarcinilor de exploatare [15]. Ultima condiţie este dictată de evitarea unei influenţe exagerate a curgerii lente a betonului asupra comportării structurilor în stadiul de exploatare.

4. În calculul plastic al plăcilor armate pe două direcţii se admite totdeauna că epuizarea capacităţii lor de rezistenţă se produce prin transformarea lor în mecanisme, ca urmare a formării unui număr suficient de linii de rupere pe suprafeţele lor. Această ipoteză este valabilă atîta timp cît liniile de rupere au o capacitate de rotire suficient de mare pentru a asigura transformarea plăcilor în mecanisme înainte de strivirea zonei comprimate a betonului. Studiile experimentale efectuate recent au arătat că în cazul plă_

cilor dreptunghiulare solicitate de sarcini uniform distribuite, condiţia de mai sus este îndeplinită dacă procentele de armare sînt mai mici decît 1,4% [13].

Se menţionează că prin linie de rupere se înţelege linia de pe suprafaţa unei plăci, de-a lungul căreia efortul unitar din armătură este cel puţin egal cu limita de curgere de calcul în momentul ruperii plăcii. Din punctul de vedere al calculului static, liniile de rupere sînt de două feluri: linii de rupere pozitive, de-a lungul cărora acţionează momente de rupere pozitive şi linii de rupere negative, de-a lungul cărora acţionează momente de rupere negative.

5. La grinzile continue, cadrele continue şi plăcile continue cu deschideri inegale, o situaţie specială o prezintă schema de încărcare corespunzătoare formării primei articulaţii plastice în secţiunea critică din deschiderea cea mai mică. Pentru această schemă, redistribuţia de momente permisă de capacitatea de rotire a primei articulaţii plastice este cu atît mai mică, cu cît gradul de încastrare elastică a extremităţilor deschiderii este mai mic, respectiv cu cît deschiderile adiacente celei în care apare articulaţia plastică sînt mai mari. De aceea, recomandările se aplică la structurile cu deschideri inegale numai dacă raportul dintre deschiderea cea mai mică şi deschiderea cea mai mare este cel puţin egal cu 0,5, deoarece în acest caz redistribuţia de momente în raport cu prima articulaţie formată în deschiderea cea mai mică devine suficient de mare pentru a putea fi luată în consideraţie în calcul.

Se menţionează că secţiunile critice ale grinzilor continue şi ale riglelor sînt secţiunile de pe reazeme şi secţiunile din cîmpuri corespunzătoare momentelor elastice maxime.

6. În mod normal, redistribuţia de momente provine numai din schemele diferite de încărcare ale sarcinilor temporare verticale. De aceea, recomandările se aplică, de regulă, numai cadrelor cu cel puţin două deschideri. Excepţie fac cadrele cu noduri fixe cu o singură deschidere, care intră în categoria grinzilor static nedeterminate cu o singură deschidere.

La cadrele cu rigle înclinate, formarea unei articulaţii plastice la legătura dintre o riglă şi un stîlp are ca rezultat creşterea sensibilă a momentului încovoietor de la baza stîlpului în raport cu momentul dat de calculul elastic. De aceea, aplicarea recomandărilor se limitează în prezent la cadrele cu stîlpi verticali, ale căror rigle sînt orizontale sau au o pantă de cel mult 10%.

7. În aproape toate studiile experimentale referitoare la comportarea plastică a structurilor static nedeterminate de beton armat, sarcinile au fost aplicate static. Pe de altă parte, experienţele efectuate pe elemente static determinate de beton armat solicitate dinamic, au pus în evidenţă fenomene care influenţează negativ asupra capacităţii lor de rezistenţă. De aceea, ţinîndu-se seama de această situaţie, în prezent nu se poate permite redistribuirea plastică a eforturilor la structuri solicitate de sarcini temporare verticale aplicate dinamic. Ca exemplu de acest gen, la care recomandările nu sînt aplicabile, se citează grinzile de rulare.

2. PRINCIPIILE RECOMANDĂRILOR

Proiectarea în domeniul plastic a grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat se face cu respectarea următoarelor trei condiţii fundamentale:

a) elementele componente şi structurile în ansamblu trebuie să aibă capacitatea de a rezista la acţiunea sarcinilor de calcul, pentru toate schemele posibile de încărcare;

b) în stadiul de exploatare, armătura longitudinală de rezistenţă a tuturor elementelor componente trebuie să fie solicitată de eforturi unitare mai mici sau cel mult egale cu limita de curgere de calcul;

c) în stadiul de exploatare, deschiderile fisurilor trebuie să fie mai mici sau cel mult egale cu cele admise prin prescripţii.

Referitor la condiţiile de mai sus se fac următoarele observaţii:

1. Pentru o schemă de încărcare dată, epuizarea capacităţii de rezistenţă a unei structuri static nedeterminate de beton armat este marcată fie de transformarea ei în mecanism, datorită apariţiei unui număr suficient de articulaţii plastice sau de linii de rupere, fie de ruperea locală, datorită strivirii zonei comprimate a betonului dintr-o secţiune critică a unui element component, înainte de transformarea structurii în mecanism. În primul caz, redistribuţia plastică a momentelor este totală, structura putînd pune în valoare toate posibilităţile ei de a rezista la acţiunea sarcinilor. În ultimul caz, redistribuţia plastică a momentelor este parţială, structura fiind capabilă de a prelua sarcini mai mici decît cele determinate în ipoteza transformării ei în mecanism. Dacă strivirea betonului comprimat are loc după curgerea armăturii din zona întinsă a secţiunii critice în care se produce ruperea locală, redistribuţia de momente este, în general, suficient de mare pentru a fi luată în consideraţie în calcul. Dacă însă ruperea locală se produce înainte de curgerea armăturii întinse, redistribuţia de momente este practic neînsemnată, din care cauză luarea ei în consideraţie este lipsită de orice avantaj. Aceste consideraţii permit să se tragă concluzia că factorul principal de care depinde modul de rupere al unei structuri de beton armat, precum şi mărimea redistribuţiei plastice a momentelor, este reprezentat de capacitatea de rotire a articulaţiilor plastice sau a liniilor de rupere.

2. Orice structură dimensionată în domeniul plastic trebuie să satisfacă limitările referitoare la mărimea deschiderii fisurilor şi a săgeţilor sub acţiunea sarcinilor de exploatare. Aceste limitări reclamă în primul rînd absenţa oricăror deformaţii plastice ale armăturii. De aceea, în stadiul de exploatare întreaga armătură întinsă a structurii trebuie să fie solicitată în domeniul elastic, pentru toate schemele posibile de încărcare.

3. Comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare reprezintă o condiţie necesară, dar nu totdeauna suficientă, pentru ca deschiderile fisurilor în acest stadiu să fie mai mici decît cele admise prin prescripţii. De aceea, în toate secţiunile critice este necesară verificarea mărimii deschiderii fisurilor sub acţiunea sarcinilor de exploatare, pe baza prevederilor prescripţiilor de calcul la starea limită de fisurare. Această verificare nu mai este însă necesară dacă raportul $\frac{25.u}{b.h_0}$ este mai mare sau cel puţin egal cu valoarea limită stabilită cu ajutorul tabelei 1, care este reprodusă din noua redactare a Normativului condiţionat P. 8—62 [16].

Notaţiile folosite în această tabelă au următoarele semnificaţii:

$\overline{A}$ — raportul dintre aria aripilor şi aria inimii, la secţiunile în formă de T cu talpa în zona comprimată, adică

$$\overline{A} = \frac{(b_p - b)\,h_p}{b.h}$$

b_p — lăţimea activă a plăcii secţiunii (cm);
b — lăţimea inimii secţiunii (cm);
h_p — grosimea plăcii secţiunii (cm);
h — înălţimea totală a secţiunii (cm);
h_0 — înălţimea utilă a secţiunii (cm);
u — perimetrul total al ariei armăturii întinse din secţiune (cm);
α_f — deschiderea admisă a fisurilor în stadiul de exploatare (mm).

Tabela 1

Valorile limită ale raportului $\frac{25.u}{b.h_0}$, pentru care nu mai este necesară efectuarea calculului deschiderii fisurilor

$\alpha_f = 0.2$ mm			$\alpha_f = 0.3$ mm		
$\overline{A} = 0$	$\overline{A} = 1$	$\overline{A} = 3$	$\overline{A} = 0$	$\overline{A} = 1$	$\overline{A} = 3$
0,35	0,60	0,70	0,25	0,35	0,40

Notă. 1. La secţiunile de formă dreptunghiulară sau în formă de ⊥ cu talpa în zona întinsă, coeficientul $\overline{A}$ se ia egal cu zero.
2. Pentru valori intermediare ale coeficientului $\overline{A}$, valoarea limită a raportului $\frac{25.u}{b.h_0}$ se stabileşte prin interpolare liniară.

La grinzile continue şi riglele cadrelor cu secţiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, se admite formarea de articulaţii plastice în stadiul care precede ruperea, atît în secţiunile critice din cîmpuri, cît şi în secţiunile critice de pe reazeme. Spre deosebire de acestea, la grinzile continue şi riglele cadrelor cu secţiunea dreptunghiulară sau în formă de ⊥ cu talpa în zona întinsă în cîmp, formarea de articulaţii plastice în stadiul care precede ruperea este admisă numai în secţiunile critice de pe reazeme.

Împărţirea grinzilor continue şi riglelor cadrelor în funcţie de forma secţiunii are următoarea explicaţie. Pentru o deschidere oarecare de grindă continuă sau de riglă de cadru se disting totdeauna o schemă de încărcare corespunzătoare momentului elastic maxim în cîmp, care poate conduce la formarea primei articulaţii plastice în secţiunea critică din cîmp, şi cîte o schemă de încărcare corespunzătoare momentului elastic maxim (în valoare absolută) de pe fiecare reazem al deschiderii respective, care poate să conducă la formarea primei articulaţii plastice în fiecare secţiune critică de pe aceste reazeme. Pentru fiecare schemă de încărcare, momentului transformării deschiderii respective în mecanism îi corespunde o anumită rotire a primei articulaţii formate. În mod obişnuit, pentru transformarea în mecanism a unei deschideri de grindă continuă sau de riglă de cadru este necesară o rotire a primei articulaţii formate în cîmp mai mare decît rotirea primei articulaţii formate pe unul din cele două reazeme. Această situaţie nu are nici o influenţă asupra comportării plastice a grinzilor continue şi riglelor cadrelor cu secţiunile în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, întrucît articulaţiile plastice din cîmpuri au în acest caz capacităţi de rotire cel puţin egale cu cele ale articulaţiilor plastice de pe reazeme. Această comportare este datorită tălpii secţiunii, a cărei prezenţă are ca efect o micşorare foarte mare a zonei comprimate a betonului în intervalul de la atingerea limitei de curgere în armătură pînă la ruperea secţiunii critice. La grinzile continue şi riglele cadrelor cu secţiunea de formă dreptunghiulară sau în formă de ⊥ cu talpa în zona întinsă în cîmp, la procente de armare egale capacitatea de rotire a articulaţiei plastice din cîmpul unei deschideri este totdeauna mai mică decît capacitatea de rotire a articulaţiei plastice de pe unul din cele două reazeme adiacente [17], [18]. Cele de mai sus arată că domeniul de comportare plastică a grinzilor continue şi riglelor cadrelor cu secţiunea dreptunghiulară sau în formă de ⊥ cu talpa în zona întinsă în cîmp este mai mic în cazul formării primei articulaţii plastice în cîmpul unei deschideri decît cel corespunzător formării primei articulaţii plastice pe unul din reazeme. De aceea, în calculul plastic al acestor structuri se admite, în mod acoperitor, formarea unei articulaţii plastice în cîmpul unei deschideri numai în cazul în care aceasta este ultima articulaţie plastică necesară pentru transformarea deschiderii în mecanism, indiferent de schema de încărcare.

La cadrele de beton armat nu se admite formarea de articulaţii plastice pe stîlpi în stadiul care precede ruperea, deoarece :

— pentru acelaşi procent de armare articulaţiile plastice la compresiune excentrică au capacităţi de rotire mai mici decît cele produse de încovoierea simplă ;

— admiterea formării de articulaţii plastice pe stîlpi este lipsită de avantaje de ordin economic ;

— stîlpii reprezintă elemente de construcţie mai importante decît riglele din punctul de vedere al rezistenţei cadrelor ;

— o parte din rezerva plastică de rezistenţă a stîlpilor este deja exploatată implicit, deoarece la dimensionarea lor, efectuată pe baza momentelor date de calculul static în domeniul elastic, nu se ţine seama de micile modificări ale valorilor acestor momente, rezultate din formarea de articulaţii plastice pe rigle în stadiul care precede ruperea ;

— nu este indicată exploatarea întregii rezerve plastice de rezistenţă a stîlpilor, în vederea realizării unei siguranţe suplimentare a cadrelor faţă de eventualitatea depăşirii de către sarcinile accidentale a valorilor lor de calcul.

La plăcile continue armate pe o direcţie, precum şi la plăcile izolate sau continue armate pe două direcţii, se admite formarea de linii de rupere atît în cîmpuri, cît şi pe reazeme, deşi secţiunile de calcul ale acestor plăci au forma dreptunghiulară. În acest caz, admiterea formării de linii de rupere în cîmpuri se bazează pe următoarele considerente :

— procentele de armare ale secţiunilor critice din cîmpurile plăcilor sînt mai mici decît cele ale grinzilor, liniile de rupere din cîmpurile plăcilor avînd, în consecinţă, o capacitate de rotire care se apropie de cea a articulaţiilor plastice din cîmpurile grinzilor cu secţiunea în formă de T, cu talpa în zona comprimată în cîmp ;

— rigiditatea la rotire a reazemelor plăcilor, care nu este luată în consideraţie în calcul, are un efect favorabil asupra mărimii redistribuţiei de eforturi provenită din rotirile care se produc de-a lungul liniilor de rupere din cîmpuri.

Aceste două particularităţi asigură realizarea unei redistribuţii de momente prin liniile de rupere din cîmpuri de acelaşi ordin de mărime cu cea care se obţine prin formarea primei linii de rupere pe unul din reazeme.

Pentru structurile la care se referă recomandările, redistribuţia plastică a momentelor este permisă numai în raport cu sarcinile temporare verticale de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă, aplicate static. Nu se admite redistribuirea momentelor produse de sarcinile temporare verticale de lungă durată cu acţiune continuă, de sarcinile temporare orizontale şi de sarcinile accidentale, pentru a se evita atingerea unor valori exagerate ale efectelor de durată, respectiv pentru a se evita formarea de articulaţii plastice pe stîlpi.

În calculul plastic al grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat, momentele de calcul se deduc din momentele elastice maxime (în valoare absolută) ale secţiunilor critice, produse de sarcinile de calcul, folosindu-se în în acest scop relaţia generală

$$M = \frac{M_e}{m} \qquad (1)$$

în care :

M este momentul de calcul dintr-o secţiune critică de grindă continuă sau de riglă de cadru, respectiv momentul de calcul pe unitatea de lăţime, în cîmpul unui panou sau pe un reazem de placă armată pe una sau pe două direcţii ;

M_e — momentul elastic maxim (în valoare absolută) dintr-o secţiune critică de grindă continuă sau de riglă de cadru, produs de sarcinile permanente, temporare şi accidentale, luate cu valorile lor de calcul, respectiv momentul elastic maxim (în valoare absolută) pe unitatea de lăţime, în cîmpul unui panou sau pe un reazem de placă armată pe una sau pe două direcţii, produs de sarcinile permanente şi temporare luate cu valorile lor de calcul ;

m — coeficientul de redistribuţie al momentului dintr-o secţiune critică de grindă continuă sau de riglă de cadru, respectiv coeficientul de redistribuţie al momentului din cîmpul unui panou sau de pe un reazem de placă armată pe una sau pe două direcţii.

Calculul elastic este luat ca punct de plecare la stabilirea momentelor de calcul ţinînd seama de redistribuţia plastică a momentelor, întrucît :

— permite controlul mărimii redistribuţiei plastice a momentelor, precum şi stabilirea capacităţii de rotire a articulaţiilor plastice ;

— asigură îndeplinirea condiţiei privind comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare, prin procedee simple de calcul ;

— elimină eventualitatea unei comportări nefavorabile a structurilor, prin posibilitatea de fixare a ecartului dintre momentele de calcul şi momentele elastice maxime ;

— calculul elastic este totdeauna necesar pentru verificarea mărimii săgeţilor şi a deschiderii fisurilor.

Ipotezele admise de prescripţiile actuale pentru calculul elastic al solicitărilor în structurile de beton armat sînt următoarele :

a) se consideră acelaşi modul de elasticitate al betonului pentru toate elementele structurii ;

b) momentele de inerţie se calculează luîndu-se în consideraţie secţiunile brute de beton, fără a se ţine seama de fisurarea elementelor şi de prezenţa armăturii ;

c) la calculul momentelor de inerţie ale elementelor cu secţiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, se ţine seama de influenţa plăcii, lăţimea activă a acesteia fiind luată în consideraţie conform prevederilor din prescripţii, Coeficientul de redistribuţie al momentului încovoietor dintr-o secţiune critică este, prin definiţie, numărul supraunitar prin care se împarte momentul elastic maxim (în valoare absolută), pentru a se obţine momentul de calcul, ţinîndu-se seama de redistribuţia plastică a momentelor. Valoarea acestui coeficient se stabileşte ţinîndu-se seama de :

— asigurarea capacităţii portante necesare pentru deschiderea de care aparţine secţiunea critică ($m \leqslant m_0$) ;

— capacitatea de rotire a articulaţiei plastice din secţiunea critică respectivă ($m \leqslant m_u$) ;

— comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare ($m \leqslant m_n$).

Coeficienţii m_0, m_u şi m_n au următoarele semnificaţii :

m_0 — valoarea limită a coeficientului de redistribuţie m, pînă la care o deschidere de grindă continuă sau de riglă de cadru, respectiv un panou de placă continuă, are capacitatea de a rezista la acţiunea tuturor sarcinilor permanente şi temporare ce-i revin, luate cu valorile lor de calcul ;

m_u — valoarea limită a coeficientului de redistribuţie m, pînă la care articulaţia plastică dintr-o secţiune critică este capabilă să se rotească fără a se produce strivirea zonei comprimate a betonului ;

m_n — valoarea limită a coeficientului de redistribuţie m, pînă la care armătura întinsă se comportă elastic sub acţiunea sarcinilor permanente şi temporare de lungă durată cu acţiune continuă, luate cu valorile lor de calcul, precum şi a sarcinilor temporare de scurtă durată, a sarcinilor temporare de lungă durată cu acţiune intermitentă şi a sarcinilor accidentale, luate cu valorile lor normate.

Aria armăturii unei secţiuni critice, în care se admite formarea unei articulaţii plastice în stadiul care precede ruperea, se poate calcula, în mod acoperitor, cu relaţia

$$A_a = \frac{A_{ae}}{m} \tag{2}$$

în care :

A_a este aria armăturii întinse dintr-o secţiune critică de grindă continuă sau de riglă de cadru, respectiv aria armăturii întinse pe unitatea de lăţime, în unul din cîmpuri sau pe unul din reazemele unei plăci armate pe una sau pe două direcţii, corespunzătoare momentului de calcul M ;

A_{ae} — aria armăturii întinse dintr-o secţiune critică de grindă continuă sau de riglă de cadru, respectiv aria armăturii întinse pe unitatea de lăţime, în unul din cîmpuri sau pe unul din reazemele unei plăci continue armate pe una sau pe două direcţii, corespunzătoare momentului elastic maxim M_e.

Coeficientul m are semnificaţia dată anterior.

Relaţia (2) conduce la o valoare a ariei armăturii necesare într-o secţiune critică cu 0 — 3 % mai mare decît cea corespunzătoare momentului de calcul dat de relaţia (1), întrucît nu ţine seama de mărirea braţului de pîrghie al cuplului interior, prin trecerea de la momentul elastic maxim la momentul de calcul.

Recomandările au la bază principiile metodei generale de calcul la stări limită, în funcţie de care se iau :

— clasificarea sarcinilor, valorile normate ale acestora, valorile coeficienţilor de supraîncărcare, precum şi caracteristicile de calcul ale betonului şi armăturii, şi

— coeficienţii de simultaneitate ai sarcinilor temporare, în cadrul grupărilor de sarcini suplimentare şi extraordinare.

De asemenea, dimensionarea secţiunilor solicitate de momentele de calcul determinate pe baza recomandărilor, verificarea rezistenţei elementelor în secţiuni înclinate, precum şi verificarea la starea limită de deformaţie, se fac în conformitate cu prescripţiile de calcul la stări limită.

La proiectarea în domeniul plastic a grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat se aplică toate dispoziţiile constructive cuprinse în Normativul condiţionat P.8—62 [16].

Bibliografie

[1] *** : *Instrukţia po rascetu plit i vtorostepennîh balok jelezobetonnîh perekritii s ucetom plasticeskih deformaţii* (I—132—50). Gosstroiizdat-Moskva, 1950.

[2] *** : *Instrucţiuni pentru calculul structurilor de beton armat static nedeterminate cu considerarea redistribuţiei eforturilor* (traducere din limba rusă) Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[3] *** : *British Standard Code of Practice CP 114 : 1957, The structural use of reinforced concrete in buildings.*

[4] *** : *Swedish Specifications for Concrete, Part 2a : Design specifications for solid concrete slabs.* Comité Européen du Béton, Bulletin d'Information nr. 29, Paris, 1960.

[5] *** : STAS 3599-52 : *Construcţii civile şi industriale. Planşee de beton armat monolite. Plăci, grinzi. Prescripţii de calcul şi alcătuire.*

[6] Petcu V. : *Calculul grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. Recomandări pentru proiectare.* (Armătură din oţel OL 38). Redactarea II. INCERC, Ac. 22. 1. 2, 1967.

[7] Baker J. F., Horne M. R., Heyman J. : *The steel skeleton*, Vol. 2 : *Plastic behaviour and design.* Cambridge University Press, Cambridge, 1956.

[8] Petcu V. ş. a. : *On the influence of steel percentage on the plastic adaptability of redundant reinforced concrete beams.* Bulletin de l'Académie polonaise de sciences, Série des sciences techniques, Vol. 8, nr. 11—12, 1960.

[9] Petcu V. ş. a. : *Studiu experimental asupra capacităţii portante a grinzilor de beton armat, dublu încastrate.* Buletinul INCERC-ISCAS, nr. 3, 1961.

[10] Petcu V. ş. a. : *On the moment redistribution in redundant highly reinforced concrete beams.* Bulletin de l'Académie polonaise des sciences, Série des sciences techniques, Vol. 9, nr. 10, 1961.

[11] Petcu V. ş. a. : *Nesusciaia sposobnosti staticeski neopredelimîh jelezobetonnîh balok s peremennoi jestkostiu.* Beton i jelezobeton, nr. 1, 1962.

[12] Petcu V. ş. a. : *Moment redistribution and rotation capacity of plastic hinges in redundant reinforced concrete beams.* The Indian Concrete Journal, Vol. 37, nr. 8, 1963.

[13] Petcu V., Stănculescu G. : *Comportarea în domeniul plastic a plăcilor pătrate de beton armat.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, Vol. 19, nr. 7, 1967.

[14] Petcu V. : *Limitări în calculul plastic al grinzilor static nedeterminate de beton armat.* Buletinul INCERC-ISCAS, nr. 4, 1962.

[15] Petcu V. : *Problemele proiectării plastice a structurilor static nedeterminate de beton armat.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, Vol. 13, nr. 8, 1961.

[16] *** : *Normativ pentru calculul construcţiilor.* Partea III. *Calculul şi alcătuirea constructivă a elementelor de construcţii din beton, beton armat şi beton precomprimat.* (Revizuirea Normativului condiţionat P. 8—62). INCERC, S. 3, 1965.

[17] Mattock A. H. : *Rotational capacity of hinging regions in reinforced concrete beams.* Proceedings of the International Symposium on Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, ASCE, 1965.

[18] Carneiro F. L. L. B. : *Note sur les rotations non élastiques des poutres en béton armé.* Comité Européen du Béton, Bulletin d'Information nr. 52, 1965.

[19] Petcu V. : *Articulaţia plastică în calculul plastic al structurilor de beton armat.* Studii şi cercetări de mecanică aplicată, nr. 1, 1963.

[20] *** : *Manual pentru beton armat.* Bucureşti, Editura tehnică, 1949.

Panouri autoportante din aliaje de aluminiu folosite în S.U.A. la acoperirea halelor metalice

Ing. D. T. Niculescu
INCERC

1. GENERALITĂŢI

Elementele de construcţii din aliaje de aluminiu sînt foarte des întîlnite în S.U.A. Pentru a înţelege cît de largă este utilizarea aliajelor de aluminiu la construcţiile din S.U.A., este suficient să se arate că dintre toate sectoarele economice (electrotehnic, transporturi, construcţii de maşini, construcţii etc.) acela al construcţiilor consumă cea mai mare cantitate de aluminiu (cca 24—25% din consumul total de aluminiu) [1].

Un element de construcţie din aliaje de aluminiu, foarte apreciat [3] la realizarea halelor metalice, este învelitoarea foarte uşoară (cu sau fără izolaţie termică) din panouri autoportante din tablă subţire.

Greutatea proprie extrem de mică (3—6 kg/m²), estetica reuşită, rezistenţa mare la acţiunea corosivă a atmosferelor industriale şi marine, gradul înalt de prefabricare (volum mic de lucrări la montaj) sînt principalele calităţi ale acestor panouri.

Faţă de panourile similare din tablă de oţel, panourile din aliaje de aluminiu au ca prim avantaj rezistenţa mult mai mare la coroziune; acest avantaj se reflectă în volumul şi valoarea lucrărilor de întreţinere în timp. Diferenţa de preţ între soluţiile din oţel şi cele din aluminiu se reduce mult pe parcursul exploatării. În [2] este dat în acest sens exemplul prezentat în tabela 1.

Greutatea proprie foarte mică (3—6 kg/m²) şi sistemele de prindere la montaj a panourilor din aluminiu asigură o mare viteză de execuţie pe şantier, aspect urmărit în mod special de constructorii americani.

Prinderile panourilor de pane, sau a panourilor între ele, se fac cu nituri şi şuruburi speciale, aplicabile rapid şi comod (acţionînd numai de deasupra panourilor) cu ajutorul unor pistoale electrice sau pneumatice.

În funcţie de condiţiile climaterice şi de condiţiile tehnologice de exploatare, panourile autoportante sînt prevăzute sau nu cu izolaţie termică.

Ca materiale pentru termoizolaţie sînt folosite polistirenul expandat, poliuretanul expandat şi plăci semirigide din fibre de sticlă.

Termoizolaţia din polistiren sau poliuretan expandat are, la unele tipuri de panouri, chiar un rol portant; un strat de polistiren sau poliuretan (cu grosime care poate fi de la 2,5 cm pînă la 8 cm), lipit între două învelişuri de tablă (plană în majoritatea cazurilor), preia eforturile de lunecare provenite din încărcarea panourilor.

Aliajele din care se fabrică cel mai adesea tablele panourilor autoportante fac parte din grupa aliajelor cu mangan (grupă simbolizată în S.U.A. cu seria 3 000 *).

Uneori tablele acestor panouri se mai fac şi din aluminiu tehnic (seria 1 000) sau din aliaje cu magneziu şi siliciu (seria 6 000).

Caracteristicile chimice şi fizico-mecanice ale acestor aliaje sînt arătate în tabelele 2 şi 3.

Acoperirea estetică şi de protecţie a acestor table este rezolvată fie prin placare cu alte aliaje (tabela 4), fie prin anodizare (oxidare anodică în diverse medii), fie prin acoperire cu lacuri acrilice sau cu vopsele.

Soluţiile cele mai apreciate din punct de vedere calitativ — durabilitate şi estetică — sînt anodizările sau placările. Cele mai ieftine soluţii sînt acoperirile acrilice, dar durabilitatea acestora este evident mai mică decît aceea a anodizărilor sau placărilor.

Grosimea tablei panourilor autoportante variază între 0,4 mm şi 1,5 mm; de obicei, grosimea este de 0,6 pînă la 1,2 mm.

În mod obişnuit, constructorii americani sporesc caracteristicile portante şi de rigiditate ale acestor panouri prin realizarea continuităţii de rezemare (de obicei pe 3 deschideri egale).

Stabilirea capacităţii portante a panourilor este condiţionată de săgeata de 1/180 din deschidere, cît este valoarea limită admisă în S.U.A. pentru panourile autoportante din tablă subţire.

Lungimile maxime ale panourilor sînt de cca 9—10 m; în mod curent, lungimile sînt de 4—5 m. Pentru reducerea lungimii totale a rosturilor şi pentru mărirea vitezei de montaj, constructorii americani utilizează table ondulate în rulouri mari; fabricate din benzi (prin ondulare perpendiculară pe lungimea benzii), rulourile de tablă ondulată pot atinge lungimi mari. Dezavantajul acestei soluţii rezultă din distanţa mică dintre pane, dictată de lăţimea relativ mică a benzilor (1—1,5 m).

Lăţimea panourilor variază între 0,4 — 1,5 m; în mod obişnuit, ea este de 0,8 — 1,3 m.

Panta acoperişurilor realizate cu panouri autoportante din tablă de aluminiu variază de la 1/4 — 1/5 pentru panourile din tablă ondulată, pînă la 1/9 — 1/12 pentru panourile din tablă profilată; pentru soluţii speciale poate ajunge, însă pînă la 1/30 — 1/50.

---

* Semnificaţia simbolizării aliajelor de aluminiu în S.U.A. şi mărcile de aliaje de aluminiu corespondente în diverse ţări sînt detaliat prezentate în [1].

Tabela 1

Comparaţia costului iniţial şi a cheltuielilor de întreţinere la diferite învelitori ** [2]

Valori pentru 10 m² de învelitoare (în dolari)	Învelitoare din					
	carton asfaltat	tablă de oţel galvanizată	tablă de aluminiu	tablă de cupru	tablă de monel	tablă de oţel inoxidabil
Costul iniţial	32,60	43,50	59,80	196	272	130
Cheltuielile de întreţinere (revopsiri, control, întreţineri curente, asigurări împotriva focului, refaceri de învelitoare, degradări interioare datorite scurgerilor, refacerilor, reparaţiilor etc.)	5,32	16,00	9,15	10,50	14,70	6,90
Total:	37,92	59,50	68,95	206,50	286,70	136,90

** Exemplul din [2] se referă la situaţia din Canada; condiţiile economice şi climaterice din nordul S. U. A. sînt asemănătoare.

Tabela 2

Nr. crt.	Marca aliajului	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Alte elemente	
										fiecare	total
1	1 100		1,0 Si + Fe	0,20	0,05	—	—	0,10	—	0,05	0,15
2	3 003	0,60	0,70	0,20	1,0–1,5	—	—	0,10	—	0,05	0,15
3	3 004	0,30	0,70	0,25	1,0–1,5	0,8–1,3	—	0,25	—	0,05	0,15
4	6 061	0,40–0,80	0,70	0,15–0,40	0,15	0,8–1,2	0,15–0,35	0,25	—	0,05	0,15

2. TIPURI DE PANOURI

A. Panouri fără izolație termică

Principalele producătoare de elemente din aluminiu din S.U.A., firmele Alcoa, Reynolds și Kaiser, fabrică două categorii de panouri autoportante din table din aliaje de aluminiu :

- panouri din tablă ondulată ;
- panouri din tablă profilată.

Panourile din tablă ondulată folosite de constructorii americani pot fi considerate — după dimensiunea ondulelor — ca fiind de două tipuri : panouri cu ondule mici și panouri cu ondule mari. Din primul tip fac parte panourile cu ondule a căror înălțime este de cca 12 — 20 mm și care au pasul de 40 — 60 mm. Panourile cu ondule mari au înălțimea ondulei de 20 — 50 mm, iar pasul de 65 — 75 mm (fig. 1 a).

Panourile din tablă de 0,6 — 0,8 mm grosime, cu ondule mici, au în mod obișnuit deschideri de 1,2 — 1,6 m și pot suporta încărcări de 90 — 120 kgf/m² (panourile fiind rezemate continuu pe 3 deschideri).

Panourile cu ondule mari pot suporta încărcări de 150— 250 kgf/m² la deschideri de 1,5 — 1,8 m.

Greutatea proprie a panourilor din tablă ondulată variază între 1,5 și 3 kg/m², în funcție de grosimea tablei și pasul ondulelor.

Panourile din tablă profilată sînt fabricate în S.U.A. într-o mare varietate de tipuri. Fiecare firmă producătoare de astfel de panouri fabrică, însă, un număr mic de tipuri de panouri.

Tabela 3

Nr. crt.	Marca aliajului și tratamentului termic sau gradul de ecruisare *	Întindere (kgf/mm²)		Alungire (%)	Duritate Brinell	Forfecare τ_r (kgf/mm²)	Oboseală σ^{-1} (kgf/cm)	OBS.
		σ_r	$\sigma_{0,2}$	δ 10				
1	1 100 — 0	9,15	3,5	35	23	6,34	3,51	
2	— H 12	11,30	10,6	12	28	7,1	4,22	
3	— H 14	12,70	12,0	9	32	7,7	4,93	
4	— H 16	14,8	14,1	6	38	8,4	5,64	
5	— H 18	16,9	15,5	5	44	9,1	6,32	
6	3 003 — 0	11,3	4,22	30	28	7,74	4,93	
7	— H 12	13,4	12,7	10	35	8,45	5,64	
8	— H 14	15,5	14,8	8	40	9,85	6,32	
9	— H 16	18,3	17,6	5	47	10,6	7,03	
10	— H 18	20,4	19,0	4	55	11,3	7,03	
11	3004 — 0	18,3	7,03	30	45	11,3	9,85	
12	— H 32	21,8	17,6	10	52	12,0	10,6	
13	— H 34	24,6	20,4	8	63	12,7	10,6	
14	— H 36	26,7	23,2	5	70	14,1	11,3	
15	— H 38	28,8	25,3	4	77	14,8	11,3	
16	6061 — 0	12,6	5,7	25	30	8,5	6,32	— 1 pentru 10^8 cicluri
17	— T 4	24,6	14,8	22	65	16,9	6,85	
18	— T 6	31,7	28,2	12	95	21,1	9,85	

* Pentru semnificația simbolizării a se vedea [1].

Tabela 4

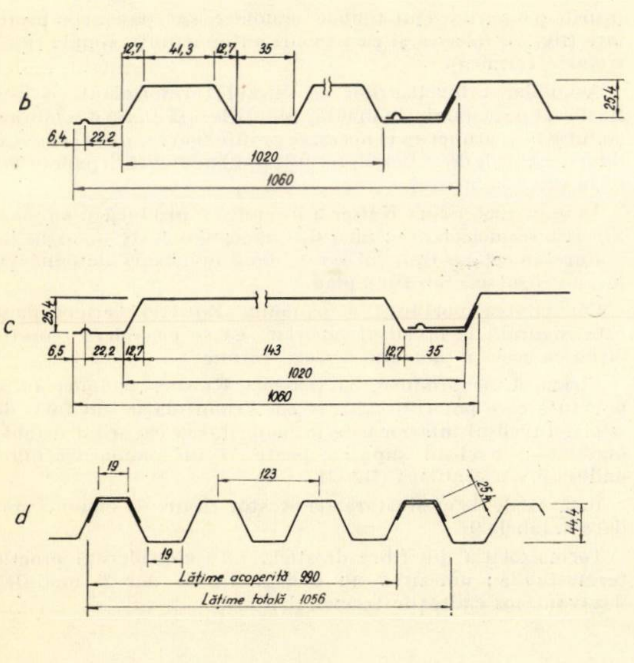
Aliajul care se plachează	Aliajul cu care se plachează	Produsul	Grosimea totală a produsului	Fețele placate	Grosimea stratului de placare (pe o față) în % din grosimea totală a peretelui produsului
3 003	7 072	table și platbande	oricare 1,65 1,65	ambele una una	10 15 7,5
3 004	7 072	table și platbande	oricare	ambele	5
6 061	7 072	table și platbande	oricare	ambele	5
3 003	1 178	table cu mare reflectivitate	1,65 1,65	una una	15 7,5

De exemplu, firma *Alcoa* (Aluminium Company of America avînd sediul la Pittsburg – Pennsylvania), cea mai mare firmă din lume în industria aluminiului, produce în mod curent panouri profilate transversal, așa cum se arată în figura 1.

Panourile Alcoa cu secțiuni transversale ca în figura 1 b, c, d, pot suporta încărcări destul de mari. În tabelele 5 și 6 sînt date încărcările de exploatare ale acestor panouri, în funcție de forma secțiunii transversale a panoului, grosimea tablei, mărimea deschiderii și condițiile de rezemare.

Firma *Kaiser* („Kaiser Aluminium and Chemical Corporation", cu sediul la Oakland, California) produce, pe lîngă cîteva tipuri de panouri autoportante pentru învelitori asemănătoare cu tipurile produse de firma Alcoa, un tip special de panou, cunoscut în S.U.A. sub denumirea comercială de „Zip-Rib". În secțiune transversală, panoul arată ca în figura 2. Rezolvată constructiv astfel încît prinderea de pane și înnădirea panourilor se face fără găuri în tabla panourilor, această soluție permite realizarea unor acoperișuri cu pante foarte mici; firma Kaiser recomandă ca panta minimă să fie de 2 %.

Fig. 1. Secțiuni transversale la tablele ondulate (a) și panourile profilate (b, c, d)' fabricate de firma Alcoa



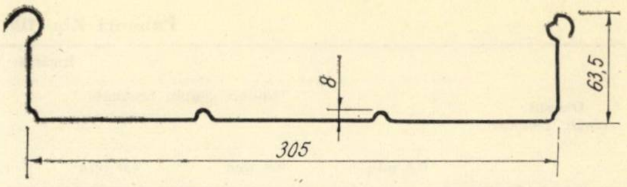


Fig. 2. Secțiune transversală prin panoul Zip-Rib fabricat de firma Kaiser

Fabricîndu-se din table din aliaj 3004 (tabelele 2 și 3), cu grosimi de 0,6 – 1,27 mm, panourile Zip-Rib au capacități portante apreciabile; în tabela 7 sînt prezentate încărcările de exploatare ale acestor panouri.

O altă firmă din S.U.A., specializată în producerea de panouri autoportante din aliaje de aluminiu pentru învelitori de hale metalice este firma *Butler* („Butler Manufacturing Co.", cu sediul la Kansas City, Missouri). Panoul fabricat în

Tabela 5

Panouri din aliaje de aluminiu fabricate de firma Alcoa

Încărcările de exploatare (kgf/m²)	Deschiderea maximă (m)						
	una sau două deschideri egale						
	secț. b		secț. c		secț. d		
	0,8 mm	1,0 mm	0,8 mm	1,0 mm	0,8 mm	1,0 mm	1,27 mm
98	3,02	3,15	1,85	2,18	3,17	3,70	4,42
123	2,48	2,92	1,65	1,95	2,82	3,30	4,00
147	2,26	2,74	1,52	1,77	2,58	3,02	3,67
172	2,10	2,54	1,40	1,65	2,38	2,79	3,40
196	1,95	2,36	1,32	1,55	2,23	2,62	3,18
221	1,85	2,23	1,24	1,45	2,10	2,46	3,00
245	1,75	2,10	1,17	1,37	2,00	2,33	2,84
270	—	—	—	—	1,90	2,23	2,72
295	—	—	—	—	1,82	2,12	2,58

Tabela 6

Panouri din aliaje de aluminiu fabricate de firma Alcoa

Încărcările de exploatare (kgf/m²)	Deschiderea maximă (m)						
	trei sau mai multe deschideri egale						
	secț. b		secț. c		secț. d		
	0,8 mm	1,0 mm	0,8 mm	1,0 mm	0,8 mm	1,0 mm	1,27 mm
98	3,10	3,52	2,05	2,43	3,55	4,13	4,92
123	2,80	3,28	1,83	2,18	3,15	3,68	4,48
147	2,54	3,08	1,70	1,98	2,88	3,38	4,11
172	2,36	2,84	1,55	1,83	2,66	3,12	3,80
196	2,18	2,64	1,47	1,72	2,48	2,92	3,55
221	2,05	2,48	1,40	1,60	2,36	2,74	3,35
245	1,95	2,35	1,29	1,52	2,23	2,62	3,17
270	—	—	—	—	2,13	2,48	3,05
295	—	—	—	—	2,03	2,38	2,88

Tabela 7

Panouri Zip-Rib din aliaj de aluminiu

Distanța dintre panouri	Încărcări maxime admise, în kgf/m² de acoperiș							
	Panouri simplu rezemate *				Panouri continue pe 3 sau mai multe deschideri **			
	Grosimile tablei							
	0,6 mm	0,8 mm	1,0 mm	1,27 mm ***	0,6 mm	0,8 mm	1,0 mm	1,27 mm ***
1,52	245	397	570	745	446	540	740	930
1,82	162	265	382	510	308	377	515	660
2,12	112	186	275	368	226	274	377	476
2,33	83	137	205	265	172	210	288	368
2,73	64	108	152	196	127	167	230	294
3,34	49	83	117	152	102	137	186	235
3,64	—	64	98	132	—	113	152	191
3,94	—	54	78	103	—	93	127	162
4,25	—	—	64	83	—	78	113	147

* Valabile la panourile simplu rezemate sau pentru deschiderile de capăt la panouri continue pe 2 sau mai multe deschideri.
** Valabile pentru deschiderile intermediare la panourile continue pe mai multe deschideri.
*** Pentru panourile din tablă de 1,27 mm grosime, încărcările sînt rezultate din calcul.

mod curent de firma Butler are forma și dimensiunile din figura 3.

Panoul Butler este rezemat continuu pe deschideri de cca 1,45 mm și poate suporta, la grosimi de 0,8 mm, încărcări de peste 200 kgf/m², fără să depășească săgeata admisibilă (1/180); în tabela 8 sînt prezentate valorile săgeților panourilor Butler, de 0,8 mm grosime, în funcție de încărcările de exploatare.

Tabela 8

Panourile din aliaje de aluminiu fabricate de firma Butler

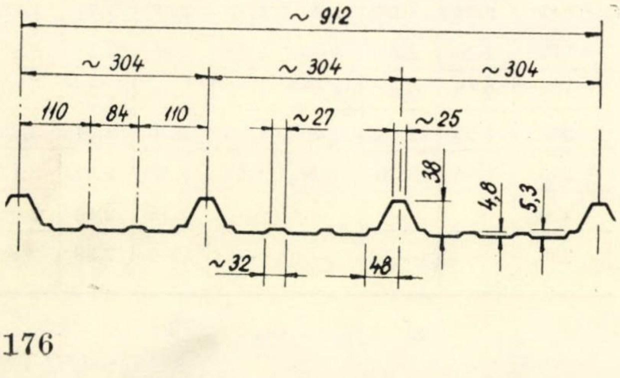
Grosimea tablei t (mm)	Încărcarea utilă (kgf/m²)							
	80		100		148		196	
	Săgețile maxime măsurate pe nervurile principale							
	(mm)	(f/L)	(mm)	(f/L)	(mm)	(f/L)	(mm)	(f/L)
t = 8,33	2,03	1/715	2,29	1/636	3,56	1/409	5,1	1/286

Pantele acoperișurilor realizate cu panouri Butler pot fi de 8 — 12%.

B. Panouri cu izolație termică

Peste 35 de state din S.U.A., reprezentînd circa 2/3 din suprafața țării, sînt situate în regiuni cu un climat la care variațiile de temperatură între iarnă și vară sînt apreciabile.

Fig. 3. Secțiune transversală prin panoul fabricat de firma Butler



În aceste regiuni, numeroase acoperișuri izolate termic la halele metalice se fac din panouri ușoare din tablă de aluminiu.

Soluțiile de acoperișuri foarte ușoare, izolate termic, pot fi însă întîlnite și în regiunile foarte călduroase. În sudul Statelor Unite (Southern California, New Mexico, Texas, Louisiana, Florida etc.), unde desfășurarea producției industriale se face în clădiri închise prevăzute cu aer condiționat, panourile autoportante din tablă din aliaje de aluminiu, prevăzute cu izolație termică, sînt foarte apreciate și des utilizate. Reflectivitatea suprafeței tablelor de aluminiu și eficacitatea izolațiilor termice au ca efect reducerea consumului de energie cheltuită pentru condiționarea aerului, constituind astfel un puternic argument pentru adoptarea acestor soluții.

Firma *Kaiser* produce panouri cu dublu înveliș din tablă, prevăzute la mijloc cu o termoizolație din fibre de sticlă (plăci sau saltele). Un astfel de tip de panou (fig. 4), prevăzut cu o termoizolație de cca 2,5 cm grosime, are un coeficient de rezistență la transmisia căldurii $R \approx 1{,}3\ \frac{\mathrm{m^2\,h\,{}^\circ C}}{\mathrm{kcal}}$. Învelișurile panourilor sînt tablele ondulate sau panourile profilate (fig. 5), folosite și ca panouri autoportante simple (fără izolație termică).

Asamblarea învelișurilor cu miezul termoizolant se face fie direct pe acoperiș, la montaj (soluțiile a și c), fie din fabrică (soluția b) și atunci apar necesare profile foarte subțiri care solidarizează cele două învelișuri pe timpul manevrării panourilor de la uzină la montaj.

În anul 1966 firma Kaiser a început să producă și panouri Zip-Rib termoizolante : miezul termoizolant este un strat de poliuretan celular lipit între cele două învelișuri ale panourilor, învelișul inferior fiind plan.

Capacitatea portantă a panoului Zip-Rib termoizolant este asigurată de învelișul superior; ea se consideră teoretic egală cu aceea a panoului neizolat termic.

Firma *Alcoa* produce, ca și firma Kaiser, panouri autoportante care pot fi prevăzute cu termoizolație din fibre de sticlă. Învelișul inferior este în majoritatea cazurilor o tablă ondulată; învelișul superior poate fi un panou de tablă ondulată sau profilată (fig. 2).

Încărcările de exploatare ale acestor tipuri de panouri sînt date în tabela 9.

Termoizolația din fibre de sticlă este considerată practic termostabilă; umezirea nu o degradează, dar îi modifică dezavantajos calitățile termoizolante.

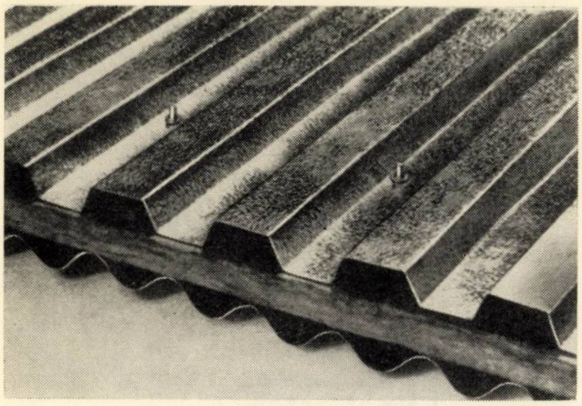


Fig. 4. Aspectul unui panou Kaiser cu termoizolație dintr-un strat de fibre de sticlă

În ultimii ani în S.U.A. se acordă multă importanță panourilor duble la care miezul termoizolant este lipit de învelișuri; la montaj aceste panouri necesită doar operația de așezare și prindere de pane.

Printre produsele firmei Alcoa panourile cunoscute sub denumirea comercială de „Alcoa Alply" ocupă un loc important.

Aceste panouri au un dublu înveliș de tablă subțire, plană, de obicei din aliaj Al-Mn (3 004; tabelele 2 și 3), lipit pe un miez de polistiren expandat.

Dimensiunile panourilor „Alcoa Alply" sînt în mod obișnuit următoarele: grosime totală 2,5 la 10 cm, lățimi pînă la 1,52 m, lungimi pînă la 5,50 m (lungimile peste 2,75 m necesită discutarea condițiilor de exploatare cu firma Alcoa, deoarece, în cazul unor diferențe apreciabile de temperatură între cele două fețe ale panoului, sînt necesare anumite nervuri de rigidizare a panoului).

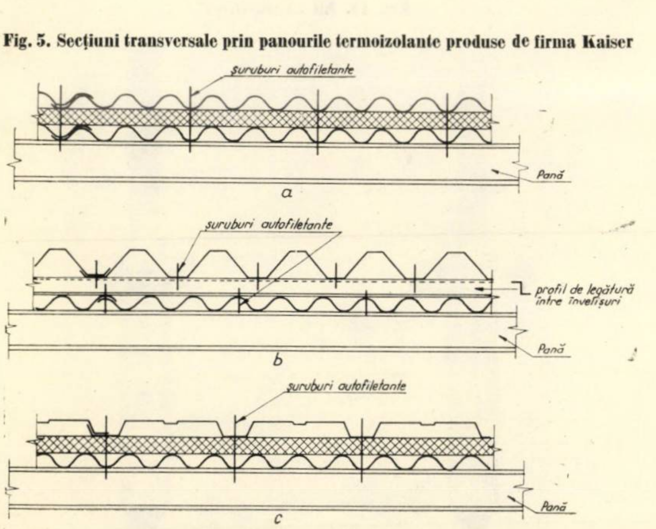
Firma Alcoa produce aceste panouri prin două metode: fabricare în proces continuu (expandarea polistirenului se face între cele două învelișuri ale panoului) și fabricarea discontinuă sau în straturi (în care învelișurile se lipesc și se presează pe plăci de polistiren celular).

Prima metodă este aceea aplicată pentru panourile obișnuite; metoda discontinuă este folosită pentru panouri cu forme și dimensiuni speciale.

Adezivii care asigură legătura dintre miez și cele două învelișuri joacă un rol vital în rezistența și durabilitatea panourilor Alply.

Cu toate că adezivii naturali (proveniți din cauciuc natural sau din proteine) sînt tot mai utilizați în ultimul timp în S.U.A., datorită costului lor redus și ușurinței lor de aplicare, totuși la fabricarea panourilor Alply ei nu sînt folosiți deoarece dau în mod obișnuit lipituri mai puțin rezistente decît adezivii sintetici.

Fig. 5. Secțiuni transversale prin panourile termoizolante produse de firma Kaiser



Pentru fabricarea panourilor Alply sînt folosiți, de obicei, adezivii de tip epoxy.

În funcție de caracteristicile tehnologice ale celor două principale metode de fabricație a panourilor Alply, după constructorii americani, adezivii trebuie să îndeplinească anumite condiții.

Pentru adezivii care se folosesc la fabricarea continuă (la care miezul termoizolant este expandat direct între învelișuri), aceste condiții sînt:

— să poată fi ușor de aplicat prin rolare sau prin stropire cu pistolul;

— să poată fi reactivați la o temperatură aproximativ egală cu aceea necesară expandării granulelor de polistiren;

— să prezinte o aderență uniformă pe tabla de aluminiu și să provoace o rupere uniformă în miezul de polistiren, atunci cînd învelișul este „dezlipit" forțat;

— la temperaturi de circa 75° C, sub încărcările reale de exploatare, nu trebuie să apară fenomenul de curgere lentă;

— să nu aibă acțiune corosivă asupra aluminiului după o expunere de 6 luni la 50° C și 100 de procente de umiditate relativă.

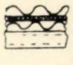
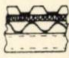
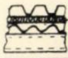
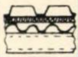
Pentru adezivii panourilor fabricate prin metoda discontinuă, aceste condiții sînt:

— să nu conțină solvenți organici activi asupra polistirenului;

— să poată fi adaptați operațiilor de presare;

Tabela 9

Incărcări de calcul pentru panourile duble izolate cu plăci semirigide din fibre de sticlă, producție Alcoa

Tipul panoului	Grosimea panoului exterior mm	Grosimea panoului interior mm	Incărcarea de calcul, kgf/m^2						
			98	122	146	170	194	218	222
			Distanța între pane, m						
	0,6	0,6	2,64	2,44	2.31	2,16	2.03	1,90	1,80
	0,8	0,6	2.80	2.60	2,40	2,23	2,10	1,98	1,88
	0.8	0.8	2.90	2,70	2,54	2,41	2,31	2,21	2,13
	0,8	0,6	3,27	2,92	2,66	2,46	2,31	2,18	2,05
	0,8	0,8	3,35	3,00	2,74	2,54	2,36	2,23	2,12
	1,0	0,6	3,75	3,38	3,07	2,74	2,66	2,51	2,38
	1,0	0,8	3,83	3,43	3,12	2,89	2,72	2,54	2,41
	1,27	0,6	4,53	4,05	3,70	3,42	3,20	3,03	2,87
	1,27	0,8	4,57	4.08	3,73	3,45	3,23	3,05	2,90
	0,8	0,6	3,05	2,71	2,49	2,28	2,16	2,03	1,93
	0,8	0,8	3,25	2,89	2,74	2,44	2,28	2,16	2,06
	1,0	0,6	3,42	3,14	2,87	2,67	2,48	2,33	2,21
	1,0	0,8	3,50	3,25	3,00	2,78	2,59	2,44	2,31
	0,8	0,6	2,33	2,08	1,90	1,75	1,65	1,55	1,47
	0,8	0,8	2,66	2,38	2,18	2,01	1,88	1,78	1,68
	1,0	0,6	2,51	2,23	2,05	1,90	1,77	1,68	1,58
	1,0	0,8	2,77	2,46	2,26	2,08	1,95	1,86	1,75

— să nu necesite temperaturi de aplicare — reactivare care să afecteze polistirenul;

— să ofere o aderență uniformă pe tabla de aluminiu;

— să nu-și piardă caracteristicile fizico-mecanice avute inițial (la 20° C) nici la 75° C sub încărcare de exploatare;

— să nu aibă acțiune corosivă asupra aluminiului, în aceleași condiții menționate mai înainte.

Calitățile termoizolante ale panourilor Alply sînt foarte bune: la 5 cm grosime de polistiren, coeficientul de rezistență la transmisia căldurii este $R_0 \approx 2 \frac{m^2 h\,°C}{kcal}$.

Capacitatea portantă a acestor panouri este apreciabilă: în condiții de simplă rezemare, panourile cu învelișuri din tablă plană de 0,8 mm grosime (aliaj 3003 — H16; tabelele 2 și 3), avînd un miez de polistiren expandat de 5 cm grosime, pot suporta încărcări de exploatare de cca 100 kgf/m² la 3 m deschidere (fig. 6).

Firma Butler produce și ea panouri autoportante din aliaje de aluminiu pentru acoperișuri izolate termic. Învelișul superior al acestor panouri este constituit din același tip de panou (din tablă de 0,6 — 0,8 mm grosime) cu cel folosit independent la acoperișuri neizolate termic (fig. 3); la intradosul panoului se găsește un înveliș din tablă de 0,6 mm grosime. Izolația termică este un strat de poliuretan expandat de circa 2,5 — 5 cm grosime, lipit între cele două învelișuri (fig. 7). Rolul portant îi revine învelișului superior; capaci-

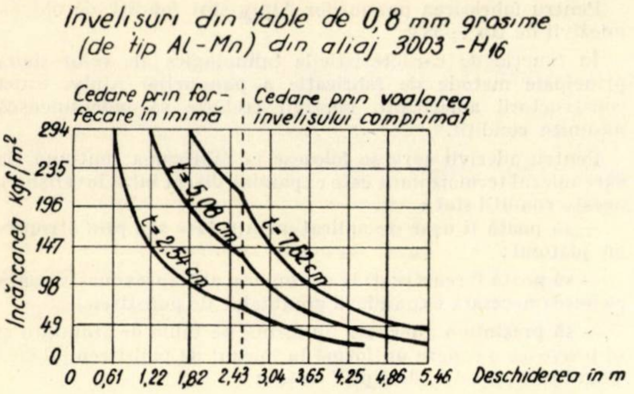


Fig. 6. Încărcările maxime de exploatare pentru panourile „Alcoa Alply" cu învelișuri din tablă de 0,8 mm grosime

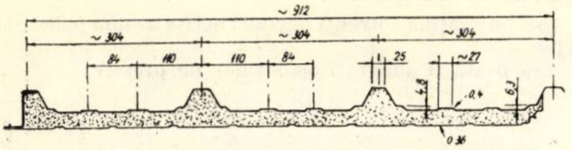

~912
~304
~304
~304
84
110
110
84
25
~27
4,8
0,4
6,3
0,36

Fig. 7. Secțiune transversală prin panoul termoizolant fabricat de firma Butler

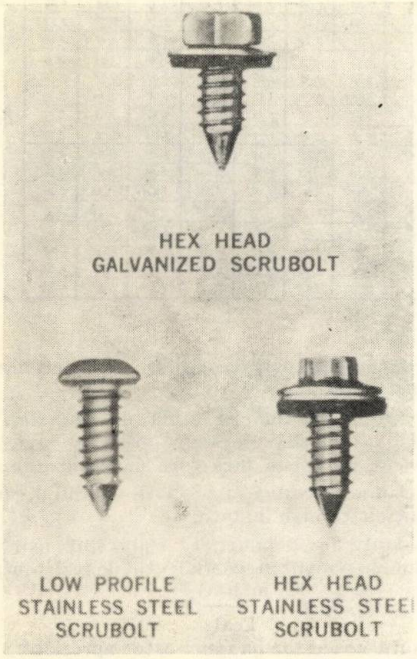
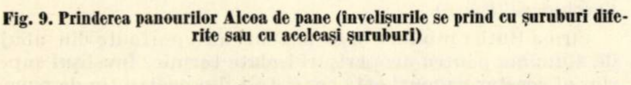

HEX HEAD
GALVANIZED SCRUBOLT
LOW PROFILE
STAINLESS STEEL
SCRUBOLT
HEX HEAD
STAINLESS STEEL
SCRUBOLT

Fig. 8. Tipuri de șuruburi speciale autofiletante

Fig. 9. Prinderea panourilor Alcoa de pane (învelișurile se prind cu șuruburi diferite sau cu aceleași șuruburi)



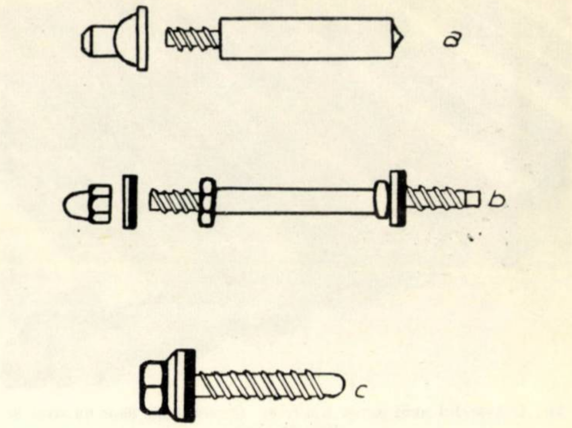


Fig. 10. Șuruburi pentru prinderea panourilor de pane

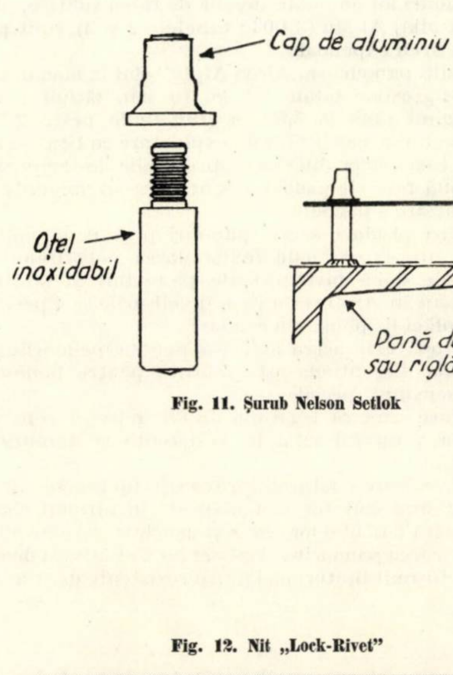
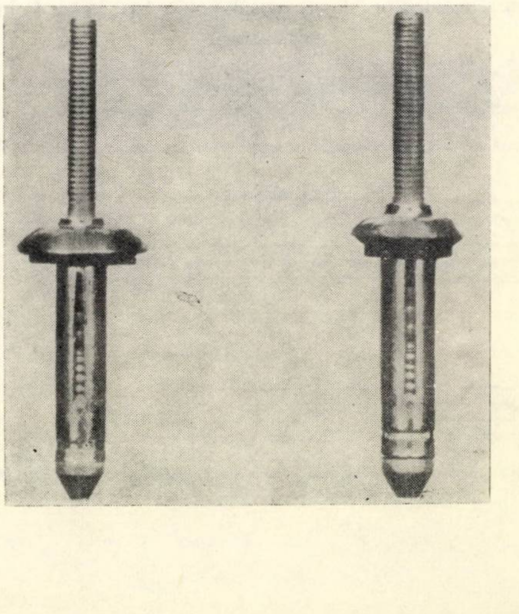

Cap de aluminiu
Oțel inoxidabil
Pană de acoperiș sau riglă de perete

Fig. 11. Șurub Nelson Setlok

Fig. 12. Nit „Lock-Rivet"



tatea portantă a acestor panouri este de circa 150 kgf/m^2 la o deschidere de aproximativ 1,5 m. Panta acoperişurilor realizate cu astfel de panouri este de 1/9 — 1/12.

3. PRINDERILE DE PANE, ÎNNĂDIRILE ÎNTRE PANOURI, ETANŞARE, SOLUŢII CONSTRUCTIVE LA RACORDĂRI

Constructorii americani rezolvă prinderea şi înnădirea panourilor din aluminiu cu ajutorul unor şuruburi şi nituri speciale, a căror aplicare comodă şi foarte rapidă sporeşte eficacitatea utilizării panourilor uşoare din tablă subţire. Şuruburile autofiletante constituie unul dintre mijloacele cele mai utilizate.

În elementele de îmbinat (panou — pană sau panou — panou) se dau în prealabil găuri cu ajutorul unor burghie electrice manevrate manual. În aceste găuri se introduc şuruburi cu filet special; înşurubarea lor se face cu pistoale acţionate electric sau pneumatic. Avînd un diametru ceva mai mare decît cel al găurii în care se introduce, şurubul îşi taie singur filet în piesele mai groase; la îmbinările din tablele subţiri (petrecerea panou-panou), şuruburile au un filet adînc care permite prinderea tablelor de îmbinare.

În figura 8 sînt prezentate cîteva dintre tipurile de şuruburi autofiletante descrise mai sus *.

Pentru fixarea panourilor cu dublu înveliş (panourile prevăzute cu termoizolaţie), şuruburile au forme mai speciale. De exemplu, firma Kaiser, pentru prinderile redate schematic în figura 9, foloseşte şuruburile arătate în figura 10 (b, c). Acestea sînt şuruburi din oţel inoxidabil cu piuliţe din aluminiu şi garnituri de plastic.

Şuruburile din aliaje sudabile ** (fig. 10 a) se sudează de pane (fig. 11) cu ajutorul unor pistoale speciale ***; operaţia durează cîteva secunde.

Un alt mijloc de prindere, des utilizat în S.U.A., îl constituie niturile speciale, aplicabile de pe o singură parte a îmbinării cu ajutorul unor pistoale speciale cu randament mare.

Formarea niturilor se face cu ajutorul unei forţe de întindere exercitată pe tija nitului; după formarea nitului, tija se secţionează, cedînd într-o secţiune preslăbită din fabricaţie.

Dintre aceste nituri, tipurile cunoscute sub denumirile comerciale „Huck Blind” şi „Pop” ([1], [5]) sînt larg utilizate.

Firma Butler utilizează pentru prinderea panourilor pe care le produce un astfel de nit special, cunoscut sub denumirea de „Lock—Rivet” (fig. 12); fabricat dintr-un aliaj de tipul Al-Mg-Si, acest nit se aplică cu un pistol electric (fig. 13) care, prin tracţiunea exercitată pe coarda filetată a nitului, deformează tija acestuia (fig. 14), fixînd piesele de îmbinat. Operaţia de prindere nu necesită mînă calificată, se face rapid şi, datorită presiunii uniforme rezultate pe gulerul (garnitura) de plastic a nitului, etanşarea prinderii este foarte bună.

Pentru asigurarea etanşării pe tot conturul panourilor, constructorii americani apelează de obicei la şnururi şi chituri de etanşare; figurile 15, 16 şi 17 ilustrează cum se face acest lucru la panourile fabricate de firma Butler.

Petrecerile între panouri depind de panta acoperişului şi prezenţa zăpezii; în regiunile cu zăpadă şi la pante de 1/9 — 1/12, lungimea petrecerilor în lungul pantei este de circa 20 cm; lateral, petrecerea se face pe 1 1/2 ondulă, sau pe o nervură.

Petrecerea laterală mai depinde şi de tipul panoului; firma Butler soluţionează această îmbinare aşa cum se vede în figura 18.

Distanţele între punctele de prindere cu nituri sau şuruburi speciale variază la petrecerile laterale între 28 şi 76 cm; pentru cîmpurile curente ale panourilor 76 cm, iar pentru ultimele două cîmpuri spre streaşină 28 — 36 cm. La prinderea de pane, distanţele între punctele de fixare variază între 20 şi 40 cm.

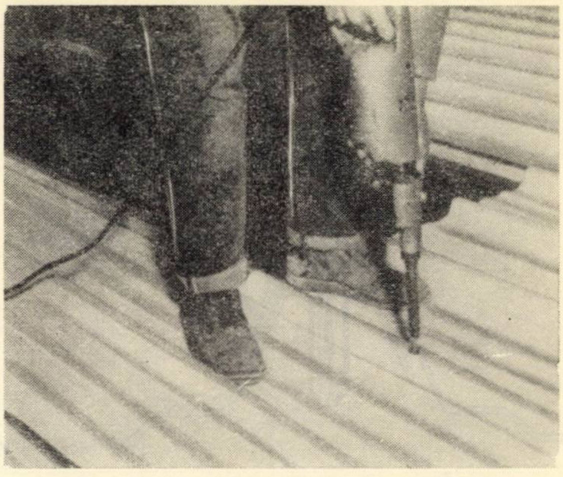
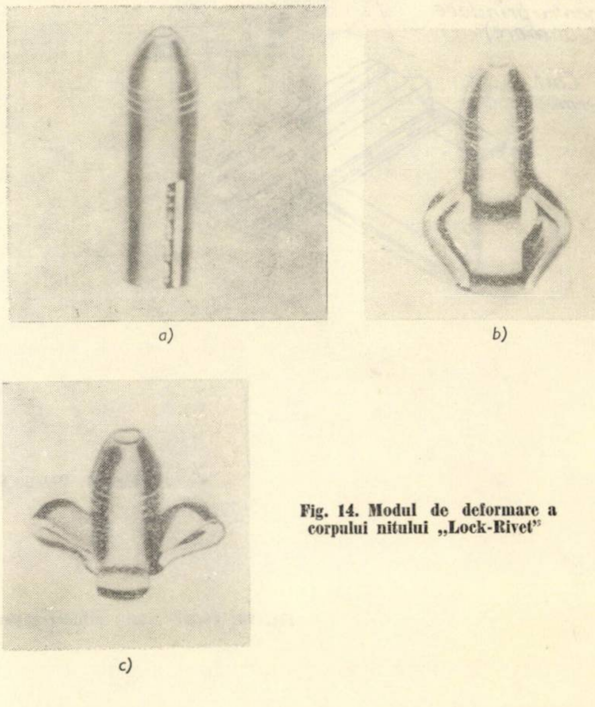


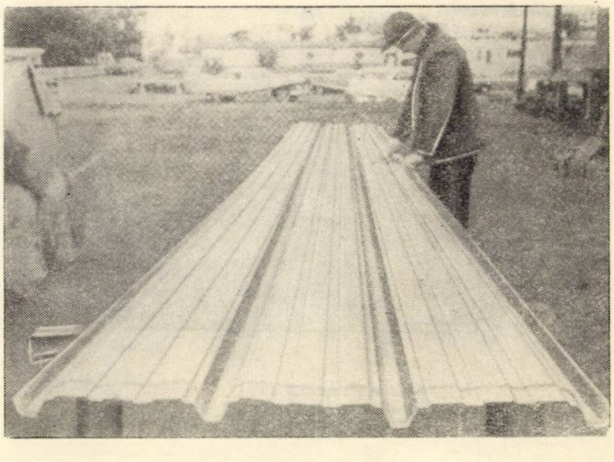
Fig. 13. Aplicarea nitului „Lock-Rivet” cu ajutorul unui pistol electric



a) b) c)

Fig. 14. Modul de deformare a corpului nitului „Lock-Rivet”

Fig. 15. Lipirea şnurului de plastic pe conturul panoului Butler



---

* Şuruburile speciale sînt fabricate de American Monarch-Cleveland Ohio; Armco Steel Corp Sheffield Div. — Kansas City; Blake Rivet Co. — South Gate, California.

** Şuruburile sudabile sînt fabricate de Nelson Stud, Morton Gregory Industries — Lorain, Ohio, KSM Products, Inc. — Merchantville, New Jersey.

*** Pistoalele de sudare sînt fabricate de Tru — Fit Screw Products Corp. — Cleveland, Ohio.

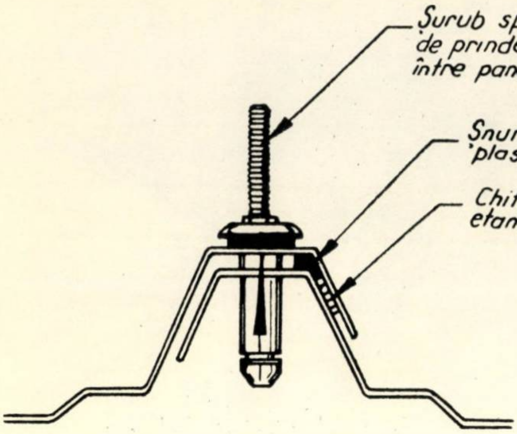

Șurub special de prindere între panouri
Șnur de plastic
Chit de etanșare

Fig. 16. Detaliu de prindere și etanșare la petrecerea laterală dintre panouri

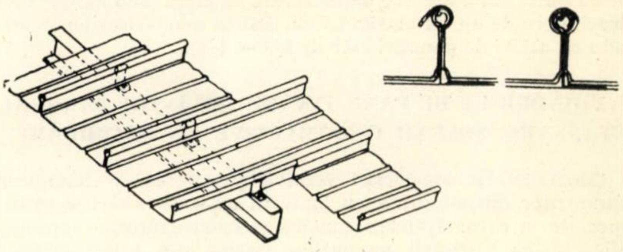


Fig. 19. Prinderea panourilor Zip-Rib de pane

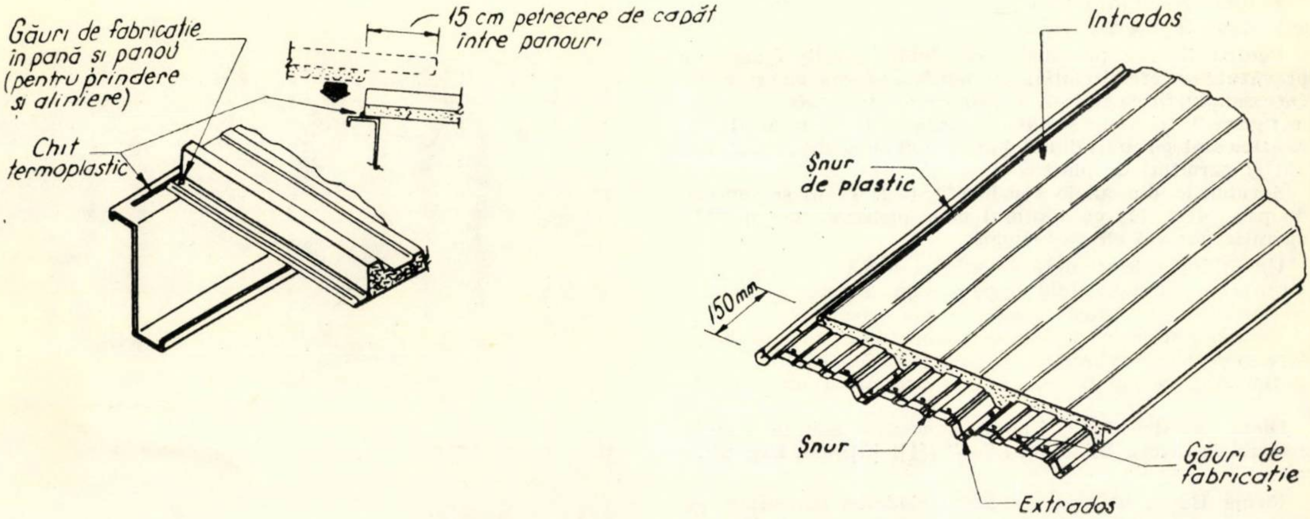

Găuri de fabricație în pană și panou (pentru prindere și aliniere)
15 cm petrecere de capăt între panouri
Chit termoplastic
Intrados
Șnur de plastic
150 mm
Șnur
Găuri de fabricație
Extrados

Fig. 17. Detaliu de montaj la panourile Butler

Fig. 20. Cleme pentru prinderea panourilor Zip-Rib

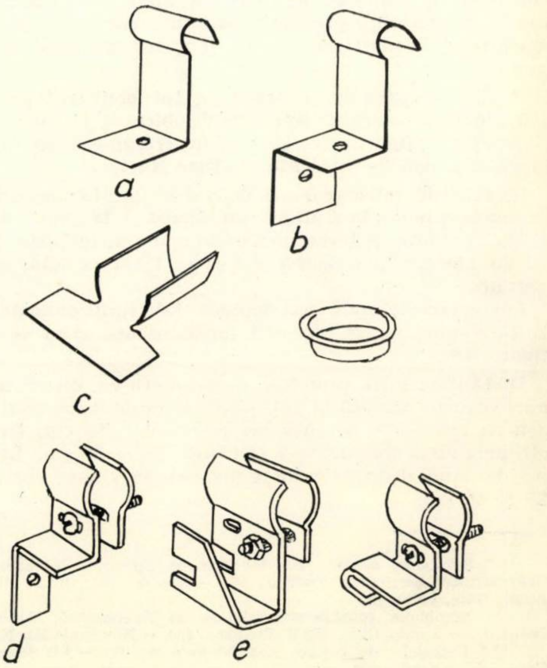
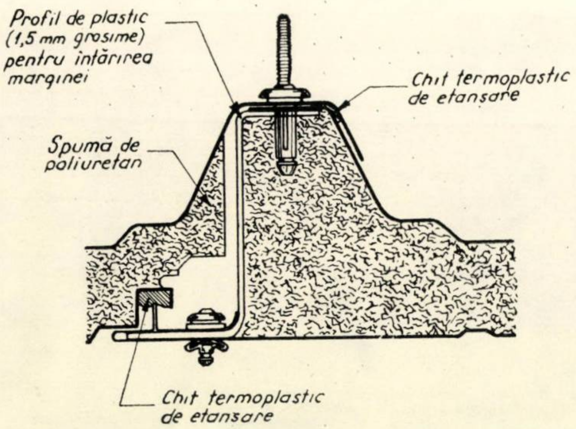


Fig. 18. Detaliu la petrecerea laterală a panourilor Butler


Profil de plastic (1,5 mm grosime) pentru întărirea marginei
Chit termoplastic de etanșare
Spumă de poliuretan
Chit termoplastic de etanșare

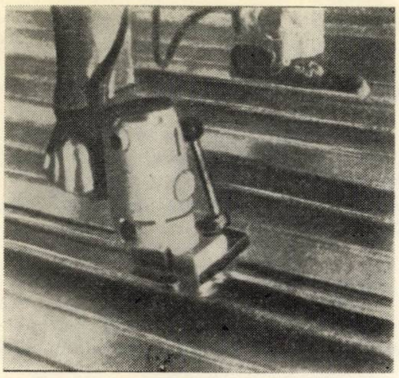


Fig. 21. Automatul de fălțuit panouri Zip-Rib în acțiune

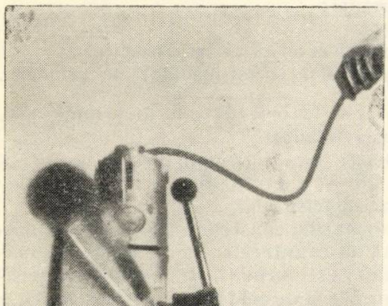


Fig. 22. Vedere frontală a automatului de fălțuit panouri Zip-Rib

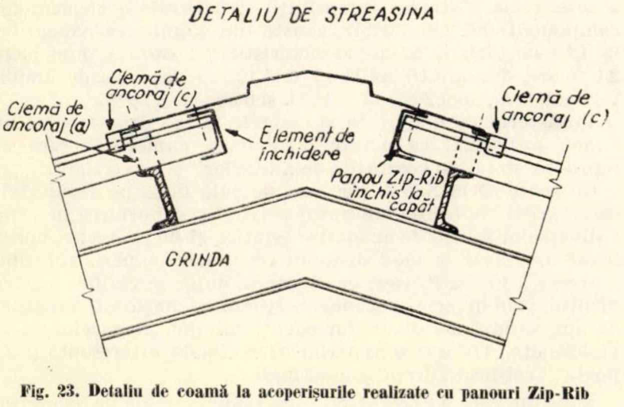
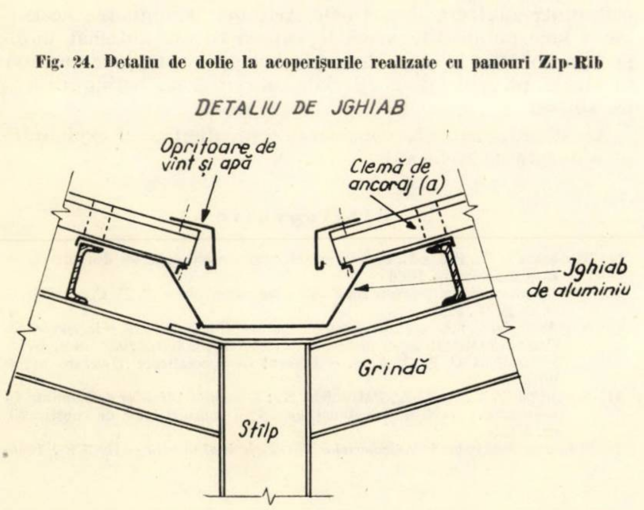

DETALIU DE STREASINA
Clemă de ancoraj (a)
Clemă de ancoraj (c)
Element de închidere
Clemă de ancoraj (c)
Panou Zip-Rib închis la capăt
GRINDA

Fig. 23. Detaliu de coamă la acoperișurile realizate cu panouri Zip-Rib

Fig. 24. Detaliu de dolie la acoperișurile realizate cu panouri Zip-Rib


DETALIU DE JGHIAB
Opritoare de vînt și apă
Clemă de ancoraj (a)
Jghiab de aluminiu
Grindă
Stîlp

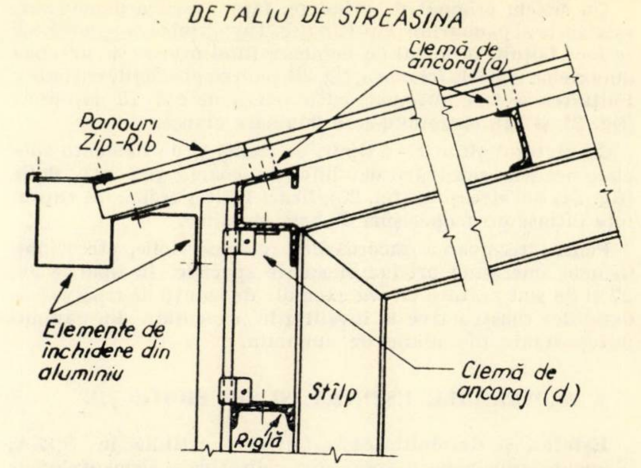

DETALIU DE STREASINA
Clemă de ancoraj (a)
Panouri Zip-Rib
Elemente de închidere din aluminiu
Clemă de ancoraj (d)
Stîlp
Riglă

Fig. 25. Detaliu de streașină la acoperișurile realizate cu panouri Zip-Rib

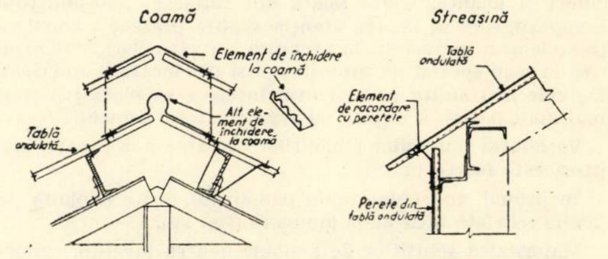

Coamă
Element de închidere la coamă
Alt element de închidere la coamă
Tablă ondulată
Streasină
Tablă ondulată
Element de racordare cu peretele
Perete din tablă ondulată

Fig. 26. Detalii de streașină și coamă la acoperișurile și închiderile realizate din tablă ondulată produsă de firma Alcoa

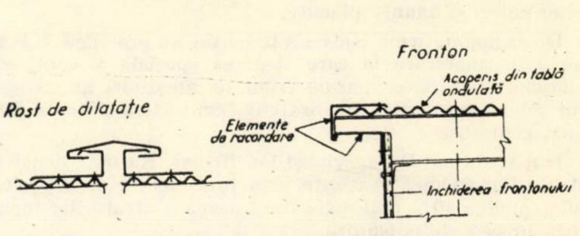

Fronton
Acoperis din tablă ondulată
Rost de dilatație
Elemente de racordare
Închiderea frontonului

Fig. 27. Detalii la un rost de dilatație și la racordarea dintre acoperiș și fronton (din table ondulate produse de firma Alcoa)

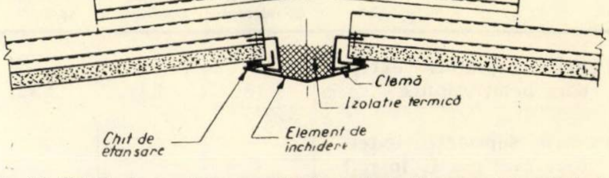
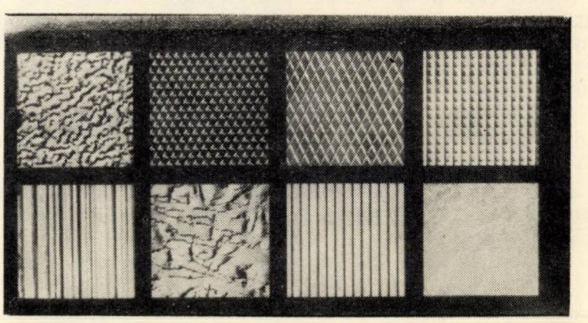

Panou izolat de coamă
Clemă
Izolație termică
Chit de etanșare
Element de închidere

Fig. 28. Detaliu de coamă la acoperișurile realizate din panouri termoizolante produse de firma Butler

Fig. 29. Aspecte ale suprafețelor reliefate ale panourilor produse de firma Kaiser



Un sistem original de prindere, fără găurirea panourilor, este acela al panourilor Zip-Rib (fig. 19); prinderea panourilor se face fălţuit, în falţul de îmbinare fiind prinsă şi urechea unei cleme speciale (clema a, fig. 20, pentru prinderile curente). Fălţuirea se face automat, cu o viteză de cca 15 m/minut (fig. 21 şi 22), obţinîndu-se o îmbinare etanşă.

Cu ajutorul altor 3—4 tipuri de clemă şi de elemente speciale necesare rezolvării detaliilor de coamă (fig. 23), dolie (fig. 24) sau streaşină (fig. 25), firma Kaiser realizează suprafeţe întinse de acoperişuri de hale metalice.

Pentru rezolvarea racordărilor (coamă, dolie, streaşină), firmele americane produc elemente speciale. În figurile 26, 27 şi 28 sînt arătate cîteva exemple de soluţii de rezolvare a detaliilor constructive la învelitorile executate din panouri autoportante din aliaje de aluminiu.

4. ACOPERIRILE ESTETICE ŞI DE PROTECŢIE

Estetica şi durabilitatea esteticii constituie în S.U.A. elemente principale în aprecierea calitativă a elementelor de construcţie din aliaje de aluminiu. Reuşita aspectului estetic, chiar căutarea unor aspecte estetice particulare, jocuri de culori şi nuanţe, ieşite poate din înţelesul ,,obişnuitului'' european, care să atragă atenţia asupra prezenţei construcţiei (element important în ,,tehnica '' reclamelor), sînt urmărite în mod special de proiectanţii şi producătorii americani. De cele mai multe ori, clientul înţelege să plătească puţin mai mult pentru a obţine un aspect estetic deosebit.

Varietatea finisărilor panourilor din aluminiu pentru învelitori este foarte mare.

În primul rînd chiar tabla panourilor poate fi plană sau divers reliefată încă de la laminare (fig. 29).

Majoritatea soluţiilor de panouri pentru învelitori adoptă placarea sau anodizarea ca ultimă finisare.

Anodizarea, făcută în anumite condiţii, permite obţinerea unor culori şi nuanţe plăcute.

De exemplu, firma Kaiser a patentat un procedeu (,,Kalcolor'') de anodizare la care alegerea specială a compoziţiei aliajelor şi gradarea parametrilor de anodizare au ca rezultat colorarea tablelor anodizate în frumoase nuanţe de auriu, oliv, cenuşiu etc.

După afirmaţiile specialiştilor firmei Kaiser, densitatea straturilor anodice realizate prin procedeul Kalcolor este cu 20 % pînă la 40 % mai mare decît aceea a straturilor formate prin procedeele obişnuite.

Grosimea minimă a straturilor anodice şi densitatea lor este precizată în standardele A.A (,,Aluminium Association''), după cum urmează :

Tabela 10

	Grosimea minimă, în microni	Greutatea minimă (mg/cm²)	Densitatea aparentă (g/cm³)
Pentru suprafeţe exterioare neîntreţinute	18	4,18	2,32
Pentru suprafeţe exterioare care pot fi întreţinute (spălate periodic)	10	2,40	2,32

Atunci cînd în mod sigur suprafeţele anodizate vin de cîteva ori în contact, pe şantier, înainte de montaj, cu betonul sau mortarul, standardele A.A. prescriu acoperirea suprafeţelor anodizate cu un film de lac metacrilic aplicat prin stropire cu pistolul.

Placările tablelor de aluminiu reprezintă un foarte bun mijloc de protecţie ; aliajul de placare utilizat de constructorii americani (7 072) este un aliaj cu cca 1 % Zn (tabela 4).

Deseori suprafeţele anodizate sînt vopsite în diverse culori ; stratul de oxid artificial constituie o bază excepţională pentru vopsea.

Eficacitatea reală a diferitelor acoperiri estetice şi de protecţie este subliniată de perioadele de garanţie acordate de producători.

În majoritatea cazurilor, acestea se întind pe perioade de 3 — 8 ani.

Una dintre cele mai mari garanţii acordate în S.U.A., pentru acoperirile panourilor de acoperiş, este aceea de 20 de ani, acordată de firma Butler pentru acoperirea cu film de plastic (,,Tedlar film'') a panourilor din tablă de aliaj Al—Mn (3004), placată cu aliaj Al—Zn (7072).

5. PROBLEME DE CERCETARE

Cercetările întreprinse în S.U.A. asupra panourilor autoportante din aliaje de aluminiu au urmărit şi urmăresc în mod special :

— caracteristicile termotehnice ale panourilor ;
— comportarea panourilor sub încărcări (eforturi-deformaţii) şi la diferite temperaturi ;
— etanşarea rosturilor ;
— eficacitatea acoperirilor estetice şi de protecţie ;
— îmbunătăţirea procedeelor şi mijloacelor de prindere.

Cercetările efectuate pînă în prezent au, în primul rînd, un pronunţat caracter experimental.

Determinarea caracteristicilor de comportare în condiţiile de exploatare a panourilor se face în majoritatea cazurilor prin experimentări la scară naturală.

De multe ori, după afirmaţiile constructorilor americani, o proiectare sumară (bazată pe un antecalcul acoperitor şi pe măsuri constructive raţionale) este urmată de verificări experimentale (suficiente ca număr şi de cele mai multe ori la scară naturală), pornindu-se la executarea (uneori fabricarea în serie) elementelor respective.

Urmărirea comportării panourilor din aluminiu la coroziune şi sub încărcările de exploatare se face în condiţii de temperatură şi umiditate variabile. De exemplu, una dintre probele la care sînt supuse panourile ,,Alcoa Alply'', pentru a se aprecia păstrarea integrităţii structurale a elementelor componente ale panourilor, constă din supunerea panourilor la 120 de cicluri, avînd caracteristicile : durata unui ciclu 24 de ore, din care 16 ore la 46° C şi 100 de procente de umiditate relativă, apoi 2 ore la —10° C şi 6 ore la +20° C.

Transferul de umiditate şi efectele lui se urmăresc pe un panou poziţionat ca perete între două camere în care se reproduc simultan condiţiile de ,,interior'' şi ,,exterior''.

Cu toate că în S.U.A. se pune destulă bază pe rezultatele cercetărilor rapide de laborator privind comportarea în timp a diverselor soluţii de acoperire estetică şi de protecţie, multe firme apreciază în mod deosebit rezultatele experimentărilor ,,directe''. Firma Kaiser, de exemplu, după ce verifică experimental, prin diverse procedee de laborator, acţiunile vaporilor de apă sărată, ale diverşilor agenţi chimici, ale razelor ultraviolete etc., trece la o experimentare finală interesantă (care poate fi calificată drept ,,semirapidă'').

Soluţiile care au trecut cu bine toate probele de laborator sînt supuse timp de doi ani intemperiilor, accentuate artificial, dintr-unul din deşerturile Arizonei. Expunerea mostrelor se face pe aparate speciale, care se rotesc automat după poziţia soarelui şi care de şapte ori pe zi stropesc cu apă mostrele, pe care oglinzi speciale concentrează acţiunea razelor solare.

Acest procedeu este considerat echivalent unei exploatări pe o durată de 20 de ani.

Bibliografie

[1] Niculescu D. T., Preda I., Patrâniche N. : *Construcţii metalice din aluminiu*, Buc. Ed. Tehnică, 1966
[2] * * * : *Competition between steel and other materials* — C. E. C./STEEL — — O. N. U., 1966
[3] Niculescu D. T. : *Aspecte ale construcţiilor metalice în general şi în special ale elementelor din aliaje de aluminiu la construcţiile industriale din S. U. A.* — INCERC-C. S. C. A. S. — Referat de specializare (Lucrare nepublicată)
[4] Niculescu D. T., Preda I., Patrâniche N. : *Folosirea aliajelor de aluminiu în construcţii*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 3/1965.
[5] *Studiu privind îmbinările elementelor din aliaje de aluminiu* — INCERC, 1966.

Determinarea proprietăţilor elastice ale materialelor fonoizolatoare prin cercetări de laborator

Ing. S. Petre Lazăr

INCERC

1. GENERALITĂŢI

Cercetările asupra proprietăţilor intime ale materialelor folosite în tehnica protecţiei împotriva zgomotului şi în special asupra unor metode de calcul, care să permită evaluarea capacităţii de izolare a unei anumite structuri, sînt relativ recente pe plan mondial. În România aceste probleme au fost abordate sistematic în cadrul INCERC unde s-a realizat pentru prima oară o serie de instalaţii de măsură şi montaje speciale, stabilindu-se tehnologia de determinare a diferitelor caracteristici. Considerînd necesar ca aceste metode să fie standardizate şi asimilate de întreprinderile ce produc materiale izolatoare, autorul îşi propune ca într-o serie de articole să prezinte rezultatele studiilor întreprinse de INCERC în această direcţie.

În principiu, folosirea materialelor cu proprietăţi speciale este necesară pentru obţinerea unor sisteme amortizoare capabile să diminueze nivelul diferitelor categorii de zgomote ce se propagă prin elementele despărţitoare din clădiri. În stadiul actual al tehnicii de construcţii, astfel de materiale ~~se~~ întrebuinţează în mod special la fundaţii de agregate şi pardoseli. La pereţi, unde în mod curent se pun numai probleme de izolare faţă de zgomotul aerian, faptul că pînă în prezent în alcătuirea elementelor despărţitoare se folosesc materiale cu greutate specifică mare (beton, cărămidă, ipsos) face să nu apară probleme speciale de amortizare, reducerea nivelului de zgomot obţinîndu-se pe seama masei şi a rigidităţii însemnate la încovoiere. În cazul unor pereţi uşori din PFL poros sau polistiren, se ridică însă o serie de întrebări la care, pe măsura introducerii acestor soluţii în normative, va trebui să se răspundă în mod amănunţit.

În ceea ce priveşte pardoselile, rolul lor este de a îmbunătăţi capacitatea de izolare a planşeului de rezistenţă, astfel încît, în final, ansamblul planşeu-pardoseală să se caracterizeze prin valori ale nivelurilor normalizate ale zgomotului de impact ,,L_n'' şi indici de atenuare la zgomot aerian ,,R'' care să corespundă condiţiilor admisibile. Aportul adus la protecţia împotriva zgomotului de impact este cu atît mai important cu cît prin intermediul pardoselii se realizează un sistem amortizor mai eficient. Din acest punct de vedere, pardoselile se pot clasifica în trei mari categorii :

a) pardoseli ce constituie un sistem amortizor de tip masă-resort care lucrează, în principal, prin efect de rezonanţă (dală flotantă) ;

b) pardoseli care asigură amortizarea necesară datorită unui coeficient ridicat de frecare internă (covoare moi, covoare cu substrat elastic) ;

c) pardoseli cu caracter mixt la care masa vibrantă nu are o valoare suficient de mare în raport cu cea a stratului izolant pentru a putea asigura reducerea amplitudinii şi vitezei vibraţiilor numai prin efect de rezonanţă ; în aceste condiţii, stratul izolant trebuie să se caracterizeze şi printr-un grad suficient de ridicat de frecare internă (parchet l.u. pe PFL poros).

Din cele de mai sus rezultă că la aprecierea calităţilor unui material izolator e necesar să cunoaştem proprietăţile sale elastice care determină modul de lucru într-un sistem de tip masă-resort, factorul de pierderi mecanice prin frecare şi bineînţeles capacitatea de a-şi păstra în timp aceste calităţi.

Judecînd în continuare rolul pardoselilor la protecţia împotriva zgomotului aerian, trebuie arătat că pînă în prezent se consideră ca preponderent sporul de masă care vine să se adauge la masa planşeului de rezistenţă.

Cercetări recente întreprinse la INCERC asupra unor structuri cu dală flotantă grea (80—100 kg/m^2) indică însă că în cazul unor astfel de structuri este posibilă o creştere a indicelui de atenuare cu 2—5 dB faţă de legea masei, dacă se foloseşte ca strat izolant un material cu rigiditate foarte scăzută. Pentru a putea aprecia deci eficienţa unui anumit material apare indicată şi în acest caz cunoaşterea proprietăţilor sale intime.

Prezentarea tuturor acestor proprietăţi şi a metodelor de determinare este însă o problemă destul de vastă şi de aceea articolul de faţă se limitează la precizarea acelor mărimi care definesc comportarea elastică a materialelor în sisteme de tip masă-resort, ce apar în cazul pardoselilor şi al fundaţiilor pe strat elastic.

Pentru a pune în evidenţă modul în care proprietăţile elastice ale materialului determină randamentul unui sistem amortizor, amintim că gradul de amortizare este o funcţie de raportul $\frac{f}{f_0}$ în care f reprezintă frecvenţa forţei exterioare şi f_0 — frecvenţa proprie a sistemului. Spre exemplu — la calculul îmbunătăţirii izolării fonice la zgomot de impact adusă de o pardoseală flotantă se pleacă de la relaţia stabilită de Cremer :

$$\Delta L = 40 \log \frac{f}{f_0} \qquad (1)$$

în care ΔL este îmbunătăţirea exprimată în dB ;

f — frecvenţa luată în considerare (de obicei între 100—3 200 Hz) ;

f_0 — frecvenţa proprie a pardoselii considerată ca un sistem masă-resort, cu un grad de libertate.

De la primele studii ale lui Cremer, întreprinse în anul 1942, această relaţie a fost îmbunătăţită mereu, ţinîndu-se seamă de o apreciere mai exactă a interdependenţei planşeu-pardoseală, însă termenul $40 \log \frac{f}{f_0}$ reprezintă partea principală a tuturor noilor relaţii de calcul.

Esenţial în stabilirea eficienţei unui sistem amortizor de tip masă-resort este deci determinarea frecvenţei proprii ,,f_0''.

Considerînd sisteme liniare cu un grad de libertate care apar frecvent în practica curentă, se ştie că frecvenţa proprie este dată de relaţia

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{s}{m}} \qquad (2)$$

în care

s este coeficientul de proporţionalitate între forţa elastică şi elongaţie ;

m — masa oscilantă.

De proprietăţile determinate prin factorul ,,s'' şi de condiţiile ce trebuie avute în vedere la determinarea şi folosirea acestei valori ne vom ocupa în cele ce urmează.

2. BAZELE TEORETICE ALE METODEI DE DETERMINARE A COEFICIENTULUI ,,S"

În afară de cele arătate mai sus, trebuie spus că, în general, în studiul oscilaţiilor şi al propagării mişcării oscilatorii este foarte important să se determine mărimea forţei elastice ce apare în mediul considerat. Principial, se poate spune că forţa elastică este o funcţie de deformarea suferită de material ; ţinînd seamă de expresia acestei funcţii şi de caracterul forţelor inerţiale corespunzătoare oscilaţiilor considerate se pot scrie ecuaţiile mişcărilor libere sau ale propagării mişcării, necunoscuta fiind deplasarea sistemului. Prin identificarea unei anumite caracteristici a mişcării (frecvenţă proprie, viteză de propagare etc.), se pot controla experimental constantele considerate, respectiv valoarea forței elastice. Cea mai simplă ipoteză ce se face referitor la această forță este că mărimea ei este proporțională cu deformația și în acest fel s-au dedus ecuațiile clasice din mecanica oscilațiilor și a mediilor deformabile, cum sînt de pildă ecuația oscilațiilor libere ale unui sistem oscilant cu unul sau două grade de libertate, ecuația oscilațiilor libere de încovoiere, ecuația propagării undelor plane, longitudinale etc.

Într-o comunicare prezentată la cel de al IV-lea Congres Internațional de acustică de la Budapesta * s-a arătat că dacă un anumit material are o curbă caracteristică $\sigma - \varepsilon$ (determinată static) liniară, rezultă evident că ipoteza $F_e = sx$ este valabilă, și în aceste condiții cantitatea „s" care, dacă luăm în considerație un material de grosime unitară reprezintă modulul de elasticitate, poate fi determinată static sau dinamic printr-o metodă de rezonanță sau de măsurare a vitezei de propagare, în toate cazurile urmînd să rezulte aceeași valoare.

Dacă însă graficul $\sigma = f(\varepsilon)$ este o curbă, ipoteza $F_e = sx$ mai este valabilă numai dacă deformațiile sînt foarte mici și se poate presupune că mișcarea are loc după tangenta la curba caracteristică.

În aceste condiții „s" (respectiv mod. E) reprezintă panta tangentei geometrice la curba caracteristică în punctul de unde începe solicitarea variabilă, determinarea mărimii căutate urmînd a se face prin metode de rezonanță corespunzătoare solicitării la care va fi supus materialul în practică.

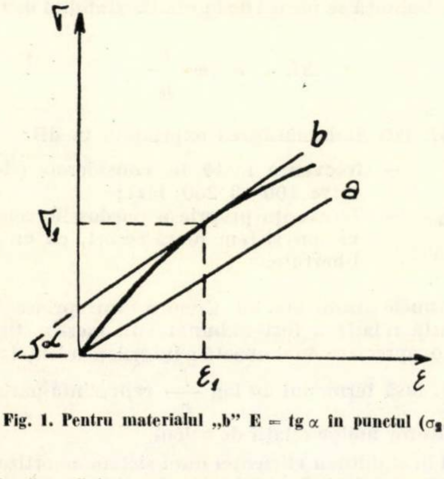


Fig. 1. Pentru materialul „b" E = tg α în punctul (σ_1, ε_1)

Menționăm că într-un asemenea caz, dacă supunem materialul la solicitări asemănătoare cu cele reale, metoda de rezonanță reprezintă și un control al faptului dacă ipoteza $F_e = sx$ poate fi luată în considerație sau nu. Într-adevăr neobținerea unei rezonanțe conform unei anumite ecuații considerate arată că, practic, avem de-a face cu o altă lege de dependență între forță și deformare.

Rezultă deci că în aprecierea unui material care intră într-un sistem amortizor, metodele de rezonanță sînt cele mai indicate, ele dînd indicații atît asupra naturii forței elastice, cît și asupra mărimii constantelor fizice.

În tehnica izolărilor fonice se folosesc, așa cum s-a arătat mai sus, sisteme amortizoare de tip masă-resort, acționate de forțe variabile de întindere-compresiune.

Să considerăm acum un astfel de sistem (cu un grad de libertate) supus la oscilații întreținute sub acțiunea unei forțe exterioare $F = F_0 \cos \omega t$. În afara forței periodice exterioare, asupra masei „m" a sistemului acționează în fiecare moment rezultanta forțelor de frecare internă (F_f) și rezultanta forțelor elastice ce se nasc în materialul amortizor (F_e), echilibrul sistemului fiind dat de relația :

$$m \frac{d^2x}{dt^2} = F_0 \cos \omega t + F_f + F_e . \qquad (3)$$

Dacă într-o primă aproximație, pe care măsurătorile urmează să o confirme, se admite că forța elastică este proporțională cu deplasarea suferită de stratul amortizor, iar forța de frecare cu viteza de deplasare, ambele forțe avînd sens contrar mișcării, ecuația (3) devine :

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + r \frac{dx}{dt} + sx = F_0 \cos \omega t. \qquad (3')$$

Soluția generală este dată de soluția ecuației omogene

$$X_0 = S_0 e^{-\frac{r}{2m} t} \cos \left(\sqrt{\frac{s}{m} - \left(\frac{r}{2m}\right)^2}\, t + \alpha \right)$$

la care se adaugă soluția particulară

$$X_1 = \frac{F_0 \cos (\omega t - \varphi)}{\sqrt{(s - m\omega^2)^2 + r^2\omega^2}} \text{ unde } \varphi \text{ rezultă din } \operatorname{tg} \varphi = -\frac{r\omega}{(s - m\omega^2)}.$$

După un timp oarecare, termenul reprezentînd soluția generală a ecuației omogene devine suficient de mic, iar soluția particulară dictează regimul de mișcare al sistemului. Studiind soluția particulară, se observă că radicalul de la numitor poate fi considerat ca modulul unei cantități complexe. Ținînd seamă de această remarcă, expresia lui x_1 devine

$$x = \frac{F_0 \cos (\omega t - \varphi)}{|(s - m\omega^2) + i r \omega|}. \qquad (4)$$

Expresia (4) indică — din punct de vedere fizic — că datorită frecărilor interne între deplasarea sistemului și forța exterioară apare un defasaj, factorul de proporționalitate între forța exterioară și deplasare fiind $|(s - m\omega^2) + i r \omega|$. Dacă mărimea „x" se referă la un material amortizor de grosime unitară, întreaga cantitate $|(s - m\omega^2) + i r\omega|$ se numește *modul complex de elasticitate.*

După cum se vede din formula (4) această cantitate exprimă, macroscopic, dependența dintre *FORȚA EXTERIOARĂ* și elongația materialului amortizor, și depinde de frecvența de aplicare a forței și de masa care acționează asupra corpului.

Nu trebuie uitat însă că relația (3′) a fost dedusă în ipoteza că forța elastică poate fi exprimată printr-o relație de forma $F_e = sx$ și că existența cantității complexe analizate anterior nu schimbă cu nimic această ipoteză.

Dacă în expresia forței elastice, considerăm forța pe unitatea de suprafață și deformarea specifică, „s" reprezintă *modulul de elasticitate al materialului și poate fi notat cu E.*

O primă concluzie care rezultă este că modulul complex de elasticitate nu trebuie comparat cu „E", cele 2 cantități reprezentînd lucruri diferite:

— modulul complex reprezintă coeficientul de proporționalitate între forța exterioară periodică și deformație, iar

— modulul „E" reprezintă coeficientul de proporționalitate între forța elastică și deformație (în măsura în care legea $F_e = sx$ este adevărată).

Menționăm în plus că în calculul frecvențelor proprii „f_0" a sistemului se ia întotdeauna în considerație cantitatea „s", respectiv „E" pentru materiale de grosime unitară.

În legătură cu cele de mai sus este interesantă următoarea precizare :

Revenind la ecuația (3′) se vede că solicitarea statică a materialului (caracterizată prin $\omega = 0$) poate fi privită ca un caz particular de mișcare oscilatorie (mișcare sub acțiunea unei forțe exterioare de frecvență cunoscută).

Ecuația (3′) devine :

$m \dfrac{d^2x}{dt^2} + r \dfrac{dx}{dt} + sx = F$ (3″) soluția particulară fiind

$x = \dfrac{F}{S}$ (Rezultă evident că după un anumit timp (5)

$$\frac{dx}{dt} = 0 \qquad \frac{d^2x}{dt^2} = 0).$$

Din punct de vedere fizic acest lucru trebuie înțeles astfel :

Ecuația (3″) reprezintă relația de echilibru ce s-a stabilit după aplicarea forței, în momentul în care asupra sistemului nu mai acționează decît forțele de gravitate, iar „x" reprezintă deplasarea suplimentară suferită de materialul amortizor prin aplicarea forţei F. În acest caz echilibrul este asigurat numai de forţa elastică.

---

*S. Petre-Lazăr, I. Făcăoaru, C. Pupăzan : Electro-akustische Methoden zur Bestimmung der elasto-dynamischen Eigenschaften der Baustoffen.

Dacă trasăm acum curbele de variaţie ale amplitudinilor deplasării şi vitezei în funcţie de frecvenţă, se desprind următoarele concluzii :

1. Pentru $f = 0$, rezultă $X_0 = \frac{F_0}{s}$ (caz ce corespunde solicitării statice)

2. Pentru $f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{s}{m}}$, dacă $r = 0$, $X \to \infty$ (fenomenul de rezonanţă). Pentru valori ale lui $r > 0$, ,,X'' capătă o valoare finită şi maximul graficului (fig. 3) se deplasează puţin spre stînga faţă de $f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{s}{m}}$.

Se observă în schimb că valoarea de vîrf a vitezei sistemului se va găsi întotdeauna la valoarea $f = \frac{l}{2\pi}\sqrt{\frac{s}{m}}$ indiferent de valoarea lui ,,r''.

Frecvenţele pentru care se obţine valoarea maximă a vitezei sau deplasării sistemului poartă denumirea de frecvenţă de rezonanţă.

În cazul vitezei, indiferent de valoarea lui ,,r'' şi în cazul amplitudinilor deplasărilor pentru $r = 0$, valoarea frecvenţei de rezonanţă coincide cu valoarea frecvenţei proprii a sistemului ales (fără frecare).

3. Pentru frecvenţa $f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{2\,\omega_0 - \frac{r^2}{m^2}}\left(\text{unde } \omega_0 = \sqrt{\frac{s}{m}}\right)$ avem amplitudinea deplasării sistemului din nou egală cu $\frac{F_0}{s}$, după care amplitudinea scade o dată cu creşterea frecvenţei.

Din aceste concluzii rezultă direct şi metoda de determinare a lui ,,s'', corespunzător unui anumit material amortizor :

a) Se creează un sistem masă-resort, în care resortul îl constituie chiar proba aleasă.

b) Se solicită sistemul cu o forţă variabilă, variind frecvenţa forţei şi trasînd astfel curba de rezonanţă a vitezelor de oscilaţie ale sistemului.

c) Se identifică frecvenţa de rezonanţă pentru viteză. Din relaţia

$$f_r = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{s}{m}}$$ cunoscînd valoarea ,,m'' se determină ,,s''.

Reamintim că solicitarea trebuie realizată în condiţii cît mai acoperitoare în raport cu încărcarea reală, iar neobţinerea unei curbe de rezonanţă de tipul celor din figurile 2 şi 3 arată că ipoteza $F_e = sx_x$ nu este corectă, ceea ce trebuie avut în vedere la folosirea respectivului material.

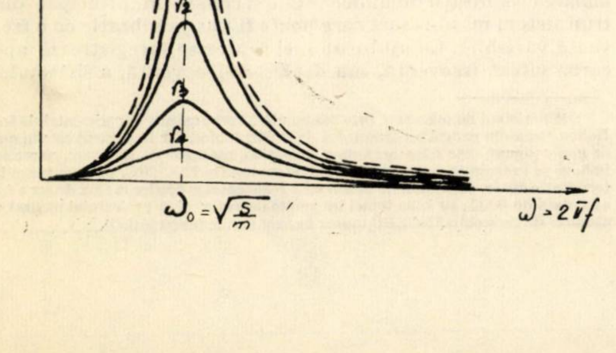


Fig. 2. Graficul dependenţei dintre amplitudinea vitezei şi frecvenţă

În cazul în care materialul are o grosime oarecare, ,,s'' reprezintă *rigiditatea dinamică* a stratului, termenul ,,dinamică'' semnificînd numai metoda de determinare şi nu o caracteristică specială a materialului, datorită regimului de solicitare.

În funcţie de modulul de elasticitate, rigiditatea dinamică la solicitări de întindere-compresiune poate fi exprimată prin relaţia :

$$s = \frac{E}{h} \tag{6}$$

unde ,,h'' reprezintă grosimea probei. (Menţionăm însă că de multe ori această relaţie nu este perfect valabilă în practică şi pentru o mai mare siguranţă asupra caracteristicilor e bine să se facă determinări la grosimea uzuală de întrebuinţare.)

La determinarea practică a lui ,,s'' mai trebuie ţinut seamă de următorul fapt :

Multe materiale amortizoare se caracterizează printr-un grad ridicat de porozitate (peste 90 %), permiţînd prin structura lor un schimb rapid de aer cu atmosfera, dacă prezintă suprafeţe libere de contact.

Astfel de materiale sînt pîsla, vata minerală, vata de sticlă etc.

Cînd astfel de materiale intră în alcătuirea unei pardoseli la care nu există posibilitatea evacuării aerului din pori, rigiditatea acestuia trebuie luată în consideraţie în calculul caracteristicilor sistemului.

Dacă însă determinarea rigidităţii materialului se face pe probe mici (de obicei de 20 × 20 cm sau 30 × 30 cm) prin metoda de rezonanţă indicată anterior, la măsurători există posibilitatea evacuării aerului din epruvetă prin feţele laterale. În acest caz la rezultatul obţinut trebuie să se adauge rigiditatea corespunzătoare aerului din pori.

Mărimea respectivă derivă din modulul de elasticitate cubică al aerului pentru fenomenul fizic considerat, care prin natura sa are un caracter intermediar între un proces izoterm şi unul adiabolic. Putem găsi această mărime pentru aer, pornind de la ecuaţia de stare

$$PV^{\alpha} = \text{const} \tag{7}$$

$$1 \leqslant \alpha \leqslant 1{,}41.$$

Prin logaritmarea şi diferenţierea succesivă a ec. (7) se obţine relaţia :

$$\frac{dP}{P} = -\,\alpha\,\frac{dV}{V} \tag{7'}$$

sau

$$dP = -\,\alpha\,P\,\frac{dV}{V} \tag{7''}$$

Se observă că ecuaţia (7'') reprezintă analoga legii lui Hooke pentru gaze, cantitatea ,,αP'' reprezentînd modulul de elasticitate cubică pentru oscilaţiile considerate.

Cînd avem de-a face cu un material foarte poros, putem considera că, într-o primă fază, comprimarea acestuia se face numai pe seama reducerii porozităţii, volumul scheletului

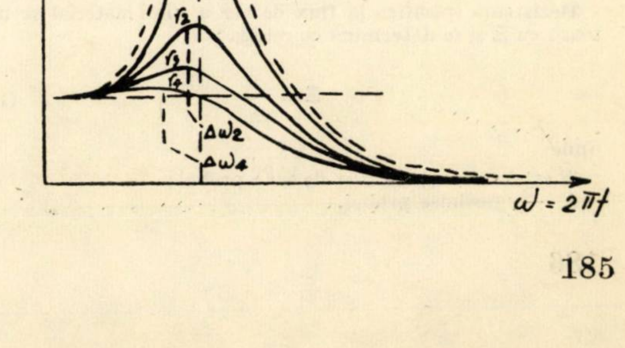


Fig. 3. Graficul dependenţei dintre amplitudinea deplasării şi frecvenţă

rămînînd practic acelaşi. Să luăm acum în consideraţie o probă paralelipipedică, de bază S şi înălţime h, la care notăm

$V_T = V_s + V_a$ în care

V_T este volumul total al probei;
V_s volumul scheletului;
V_a volumul aerului din pori.

În aceste condiţii

$V_a = \eta V_T$ în care η = porozitatea materialului (în procente), iar $dV_T = dV_a$.

Pentru aplicarea ecuaţiei (7″) va trebui să ţinem seamă deci că volumul de gaz cu care lucrăm este ηV_T, iar variaţia de volum ca urmare a creşterii presiunii este identică cu variaţia totală „dV_T". Aceasta poate fi apreciată macroscopic prin valoarea Sdh, în care „dh" reprezintă variaţia înălţimii probei.

Obţinem atunci

$$dP = -\alpha P \frac{Sdh}{\eta V_T} = -\alpha P \frac{Sdh}{\eta Sh} = -\frac{\alpha P}{\eta h} dh. \qquad (8)$$

Factorul de proporţionalitate între dP şi dh reprezintă tocmai rigiditatea aerului din pori şi se notează cu „S_a".

Aşadar

$$S_a = \frac{\alpha P}{\eta h} \qquad (9)$$

în care

- α este coeficientul de stare;
- P — presiunea la care se găseşte aerul în probă (de obicei egală cu presiunea atmosferică);
- η — porozitatea probei;
- h — înălţimea probei.

Rigiditatea dinamică totală a unui material poate fi definită acum după cum urmează:

$$S_T = S_s + S_a$$

unde

S_s — reprezintă rigiditatea dinamică a structurii propriuzise;
S_a — rigiditatea aerului din pori.

Coeficientul „S_s" se determină prin metoda de rezonanţă şi plecînd de la formula $f_r = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{s}{m}}$ se exprimă prin relaţia

$$S_s = 4.10^{-6}\, m f_r^2 \ \text{kgf/cm}^3 \qquad (10)$$

unde

m este masa rigidă a sistemului, în kg/m²;
f_r — frecvenţa de rezonanţă, în Hz.

Rigiditatea aerului din pori se determină principial cu relaţia (9). Această relaţie nu este valabilă însă decît dacă în condiţiile unui contur neacoperit se permite un schimb liber de aer între probă şi atmosferă şi dacă porozitatea este suficient de mare. Majorarea valorii „S_s" în funcţie de rigiditatea stratului de aer se face deci ţinînd seamă de alcătuirea materialului. Pe baza unor studii comune întreprinse în cadrul temei 13 din planul de lucru al C. P. C.—C. A. E. R., de către institutele de cercetări în construcţii din ţările membre ale C.A.E.R., s-au stabilit valori practice pentru „S_a" în funcţie de valoarea rezistenţei specifice la flux de aer a diferitelor materiale.

Rezistenţa specifică la flux de aer a unui material se notează cu Ξ şi se determină cu relaţia:

$$\Xi = \frac{R}{h} \qquad (11)$$

unde

R este rezistenţa la flux de aer a probei;
h — grosimea probei.

Rezistenţa la flux de aer a probei reprezintă raportul dintre diferenţa de presiune existentă între feţele probei şi volumul de aer ce trece în unitatea de timp prin unitatea de suprafaţă a probei

$$R = \frac{\Delta p.t.s}{V}. \qquad (12)$$

Rezistenţa la flux de aer se exprimă în g $\text{cm}^{-1}.\text{s}^{-1}$ (Rayl) sau $\text{kgm}^{-2}.\text{s}^{-1}$ (NS/m³), iar rezistenţa specifică la flux de aer în Rayl/cm sau NS/m⁴. Se poate deduce uşor că Rayl/cm = = 10^2NS/m⁴. Pe considerente experimentale, s-a stabilit următoarea legătură între valoarea rigidităţii dinamice şi cea a rezistenţei specifice la flux de aer (după referatul la tema C. A. E. R. citat).

1. Pentru $\Xi \leqslant 10^5$ NS/m⁴

$$S_{tot} = S_s + S_a \text{ unde } S_a = \frac{1{,}2}{h}$$

2. Pentru 10^5 NS/m⁴ $\leqslant \Xi \leqslant 10^6$ NS/m⁴

$$S_{tot} = S_s + S_a(1-q) \text{ unde } S_a = \frac{1{,}2}{h},$$

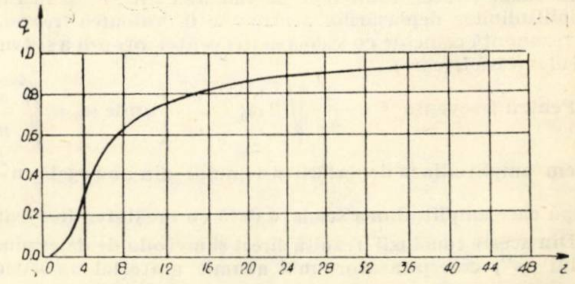


Fig. 4. Graficul dependenţei dintre „q" şi „z"

iar „q" se determină din graficul din figura 4, în funcţie de mărimea $Z = \sqrt{\frac{2\pi fr\eta\Xi}{p_a}}\cdot a$

fr este frecvenţa de rezonanţă a probei;
η — porozitatea probei;
p_a — presiunea atmosferică;
a — lungimea laturii probei (care este de formă pătratică).

3. Pentru $\Xi \geqslant 10^6$ NS/m⁴

$$S_{tot} = S_s.$$

3. DISPOZITIVE PENTRU MĂSURAREA RIGIDITĂŢII DINAMICE A MATERIALELOR AMORTIZOARE

Pentru determinarea rigidităţii dinamice totale a materialelor amortizoare, în INCERC s-a realizat un dispozitiv de măsurare prin metodă de rezonanţă cu bază rigidă la solicitări de întindere-compresiune, precum şi o instalaţie de măsurare a rezistenţei specifice la flux de aer *.

Dispozitivul de măsurare prin rezonanţă

Serveşte la determinarea rigidităţii dinamice a scheletului probei sau, dacă Ξ este mai mare de 10^6 NS/m⁴, la determinarea rigidităţii dinamice totale şi constă în principal dintrun sistem masă-resort care poate fi pus în vibraţie cu o frecvenţă variabilă. Cu ajutorul unei captor se înregistrează apoi curba viteză-frecvenţă, sau deplasare-frecvenţă, a sistemului.

---

*Dispozitivul de măsurare prin rezonanţă a fost realizat experimental de tov. Hollok Geza din cadrul laboratorului de izolări fonice, iar în prezent este în curs de perfecţionare prin adaptarea unui dispozitiv mecanic de susţinere, cu reglare fină, ce se execută în cadrul atelierului de proiectare INCERC, pe baza temei întocmite de autor. Instalaţia de măsurare a rezistenţei specifice la flux de aer a fost executată de BAC, pe baza temei întocmite de autor şi a proiectului realizat de atelierul de proiectări INCERC (autor proiect ing. Ionescu Mihai).

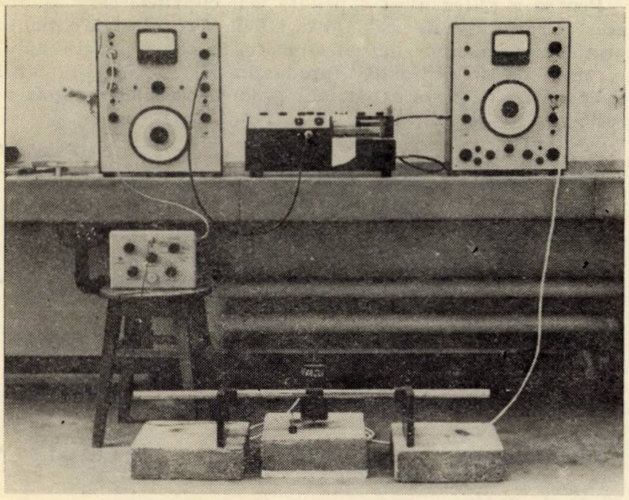


Fig. 5. Dispozitivul de măsurare prin rezonanţă

Probele se fac în general pătrate cu dimensiunile între 20 × 20 cm sau 30 × 30 cm. Resortul este alcătuit chiar din materialul de încercat, iar „masa" o constituie un bloc de aceleaşi dimensiuni în plan cu proba, ce asigură sarcina dorită. Pentru a pune materialul în condiţii similare cu cele reale, blocul poate fi realizat din beton turnat direct peste probă sau prin intermediul unei folii protectoare. Pentru standardizarea acestui tip de măsurători (la materiale ce intră în alcătuirea pardoselilor) normele vest-germane DIN 52.214 şi RS—C.A.E.R nr. 263/67 indică ca „masă" valoarea de 200 kg/m² ce poate fi considerată corespunzătoare solicitărilor curente din clădirile de locuit şi social-culturale, peste care acţionează un $\pm \Delta F$ variabil.

Montajul de excitare-captare a probei a fost realizat în felul următor :

Lanţ de excitare : — oscilator cu bătăi tip B. et. K. 1022
— traductor electrodinamic

Lanţ de captare — captor piezoelectric (B.et.K) tip 4312
— integrator (B.et.K) tip 1606
— spectrometru (B.et.K) tip 2112
— înregistrator rapid de nivel (B.et.K) tip 2305.

În lanţul de captare, spectrometrul are rolul de a permite identificarea corectă a frecvenţei de rezonanţă, care nu trebuie confundată cu o eventuală armonică sau subarmonică a sa.

Partea finală a montajului (spectrometru-înregistrator rapid de nivel) poate fi înlocuită şi de un osciloscop sau oscilograf cu ajutorul cărora se pot identifica şi variaţiile de fază ale sistemului, care însă în cazul nostru interesează mai puţin.

Excitarea sistemului se face în centrul probei, urmărindu-se ca direcţia de deplasare a traductorului electrodinamic să fie perfect verticală. Este de dorit ca frecvenţele proprii ale sistemului de excitare-captare să fie cît mai înalte pentru a nu perturba rezultatele măsurătorilor. La instalaţia realizată în prezent în cadrul INCERC s-au obţinut frecvenţe ale sistemului $e - c \geqslant 160$ Hz, ceea ce permite o corectă determinare la valori de lucru $\leqslant 120$ Hz. Acest domeniu de frecvenţe corespunde în general materialelor amortizoare cu rigiditate $\leqslant 9 \text{kg/cm}^3$. Aspectul general al instalaţiei este prezentat în figura 5.

Instalaţia de măsurare a rezistenţei specifice la flux de aer

Instalaţia este compusă din următoarele părţi principale :

a) Vas de probă de formă cilindrică, liber la partea superioară în care se introduce epruveta. La partea inferioară, vasul este prevăzut cu 2 ştuţuri pentru racordarea prin furtun la recipient şi la micromanometru.

b) Recipient prevăzut cu un indicator de nivel, robinet de contact cu vasul de probă (avînd şi o ramificaţie pentru contact direct cu atmosfera) şi un robinet de scurgere.

c) Micromanometru cu precizia de măsurare de 0,1 mm col H_2O.

Instalaţia realizată este arătată în figura 6.

Ea funcţionează în felul următor :

a) Iniţial, recipientul este plin cu apă, iar între feţele 1 şi 2 ale probei nu există nici o diferenţă de presiune, în ambele părţi acţionînd presiunea atmosferică (racordul *b* este în contact cu atmosfera).

b) În a 2-a fază, racordul *b* se leagă la micromanometru şi prin robinetul *R* se dă drumul apei din recipient, care începe să curgă cu o anumită viteză.

Prin curgerea apei, în partea superioară a vasului se produce o rarefiere a aerului, respectiv o scădere a presiunii existente, care se reflectă prin apariţia unei diferenţe de presiune între feţele epruvetei din vasul de probă. Datorită acestei diferenţe de presiune, aerul atmosferic are tendinţa de a pătrunde prin probă în interiorul vasului de probă, respectiv al recipientului. Pentru probele permeabile, viteza de scurgere a lichidului din recipient poate fi astfel reglată încît volumul de aer ce intră în vasul de probă să fie egal cu volumul de apă dislocat. În aceste condiţii, diferenţa de presiune dintre feţele probei se menţine constantă şi volumul de lichid scurs în timpul „*t*" din recipient reprezintă tocmai volumul de aer care a trecut prin suprafaţă „*S*" a probei.

Volumul se determină deci înmulţind suprafaţa secţiunii interioare orizontale a recipientului (în cazul nostru $A = 2\ 462 \text{ cm}^2$) cu diferenţa de nivel corespunzătoare intervalului de timp în care se face determinarea.

În determinările noastre timpii au fost de 30″ şi 1′.

Suprafaţa epruvetelor s-a ales de 50 cm².

Diferenţa de presiune dintre feţele probei s-a urmărit cu micromanometrul de sensibilitate de 0,1 mm.

4. REZULTATE EXPERIMENTALE

Cu aparatura descrisă înainte s-au făcut în INCERC studii speciale pentru determinarea rigidităţii dinamice a unor produse din vată minerală bazaltică de tip SILAN, SP/T 10, SP/T 15, SF/T 15, SF/T 20, care urmează a fi fabricate de M. I. C. începînd din anul 1968.

Rezultatele obţinute privind rigiditatea dinamică a structurii sînt indicate în tabela 1.

Fig. 6. Instalaţie de măsurare a rezistenţei specifice la flux de aer

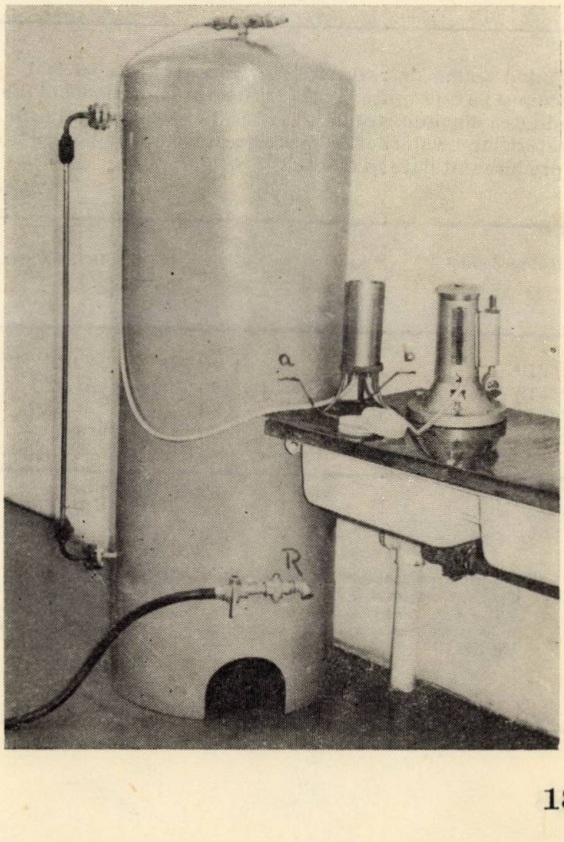


Tabela 1

Tipul produsului	Nr. probei	f_0 (pt. viteza sist.) Hz	$S_s = 4.10^{-6} f_r^2$	mediu
1	2	3	4	5
SP/T 10	1	37	1,08	1,04
	2	35	0,99	
SP/T 15	1	28	0,63	0,63
	2	28	0,63	
SF/T 15	1	26	0,54	
	2	23	(0,42)	0,48
SF/T 20	1	23	0,42	
	2	25	(0,50)	0,46

În tabela 2 se prezintă valorile obţinute pentru rezistenţa la flux de aer a diferitelor probe şi rezistenţa specifică la flux de aer corespunzătoare celor două categorii de material SP/T şi SF/T.

Pentru a putea avea o privire mai cuprinzătoare asupra acestor rezultate, menţionăm în tabela 4 rezultatele obţinute prin aceleaşi metode de determinare, în cazul polistirenului ecruisat de tip ,,Frigolit" (produs în R. F. G.) şi în cazul unor mostre de plută expandată produsă de fabrica ,,Izolatorul".

Tabela 4

Tipul produsului	S_s	S_a	$S_{tot} = S_s + S_a$
1	2	3	4
Frigolit 12/10 cu greut. volum. variind între 15–19 kg/m³	2,10–2,27	–	2,10–2,27
Frigolit 18/15 cu 15–25 kg/m³	1,25–1,50	–	1,25–1,50
Plută de 2 cm grosime	6,5	nedet.	

Tabela 2

Categoria materialului	Tipul	Nr. probei	Grosim. (a) (m)	Δp (mm col H_2O)	t (min)	h (cm)	$V = 2462$ h (dm³)	$R = \frac{\Delta p . t . s}{V}$ (Ns/m^3)	$\Xi = \frac{R}{d}$ (Ns/m^4)	Ξ mediu pe material
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
SF/T	SF/T15	1	0,015	0,42	1	1,5	3,8	$3{,}27 \times 10^2$	$2{,}17 \times 10^4$	$2{,}16 \times 10^4$
		2	0,015	1,04	1	3,8	9,4	$3{,}27 \times 10^2$	$2{,}17 \times 10^4$	
	SF/T20	1	0,020	0,6	1	1,7	4,2	$4{,}21 \times 10^2$	$2{,}11 \times 10^4$	
		2	0,020	1,06	1	2,8	6,9	$4{,}35 \times 10^2$	$2{,}17 \times 10^4$	
SP/T	SP/T10	1	0,010	0,46	1	1,5	3,70	$3{,}72 \times 10^2$	$3{,}72 \times 10^4$	$3{,}58 \times 10^4$
		2	0,010	0,99	0,5	1,5	3,70	$3{,}98 \times 10^2$	$3{,}98 \times 10^4$	
	SP/T15	1	0,015	0,38	1	1,0	2,46	$4{,}85 \times 10^2$	$3{,}24 \times 10^4$	
		2	0,015	1,5	0,5	1,8	4,43	$5{,}10 \times 10^2$	$3{,}40 \times 10^4$	

Ţinînd seamă de rezultatele prezentate în tabelele 1 şi 2, precum şi de cele spuse la pct. 2 referitor la dependenţa dintre rigiditatea dinamică totală şi rezistenţa specifică la flux de aer a materialului, valorile finale corespunzătoare celor patru tipuri de produse sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Tipul produsului	S_s	S_a	$S_{tot} = S_s + S_a$
1	2	3	4
SP/T10	1,04	1,20	2,24
SP/T15	0,63	0,80	1,43
SF/T15	0,48	0,80	1,28
SF/T20	0,46	0,60	1,06

5. ÎNCHEIERE

În tehnica protecţiei împotriva zgomotului şi vibraţiilor, interesează în mod curent materialele care, la grosimi uzuale, se caracterizează printr-o rigiditate dinamică de max. 12 kgf/cm³.

Spre exemplu, la dalele flotante cu greutate de pînă la 80–100 kg/m² se folosesc de preferinţă materialele cu rigiditate mai mică de 3 kgf/cm³ pentru a obţine o frecvenţă proprie a sistemului amortizor cît mai scăzută. Legătura între calităţile elastice ale materialelor şi calculul gradului de izolare acustică merită însă a fi tratată pe larg într-un alt articol Dar pentru ca metodele de calcul să poată fi într-adevăr asimilate în institutele de proiectare, e necesar ca în prealabil fabricile ce produc materiale speciale, într-o eventuală colaborare cu diversele institute de cercetări, să realizeze dispozitivele de măsurare a valorilor caracteristice.

Bibliografie

[1] *Proiect de recomandare de standardizare C.A.E.R.* – RS – 263/1967

[2] *Referat centralizator la tema C A E R nr. 13 din planul de lucru al CP. – C.A.E.R. pentru construcţii ; subtema 5 ,,Materiale izolatoare pentru izolarea faţă de zgomotul de impact* (participant din partea R.S.R. – INCERC)

[3] DIN 52–213. *Statische Bestimmung des Stömungswiderstandes.*

[4] DIN 52214. *Bestimmung der dynamischen Steifigkeit von Dämmschichten für schwimende Estriche.*

Calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie

(I)

Ing. M. Ilina

Una din problemele mult dezbătute astăzi de specialişti o constituie sistemul de încălzire prin radiaţie. Deşi cunoscut de mult timp, cu toate avantajele pe care le prezintă, totuşi întîmpină astăzi o inerţie mare în aplicare.

Este adevărat că investiţiile sînt ceva mai mari, că exploatarea necesită o automatizare sau o muncă calificată, totuşi, ţinînd seamă de avantajele mari pe care le prezintă acest sistem din punct de vedere fiziologic, el se impune astăzi sau într-un viitor apropiat ca un sistem bun şi eficace.

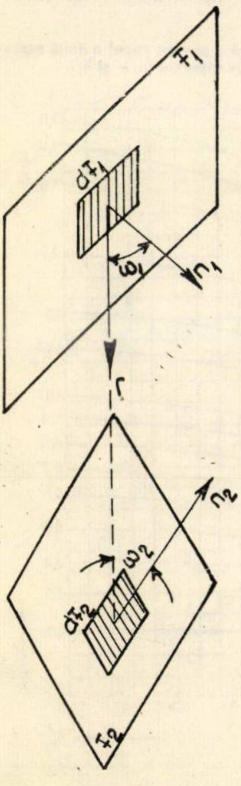
La construcţiile civile ca de exemplu : spitale, restaurante, mari magazine etc., folosirea sistemului de încălzire prin radiaţie de temperatură joasă realizează condiţii superioare sistemelor clasice, atît din punct de vedere al confortului, cît şi prin mărirea spaţiului util al încăperilor.

La construcţiile industriale, ca de exemplu la halele mari industriale, folosirea sistemului de încălzire prin radiaţie de temperatură medie realizează, pe lîngă condiţiile bune din punct de vedere fiziologic, şi o economie însemnată de căldură prin crearea unui gradient cît mai uniform de temperatură pe întreaga hală (elimină supraîncălzirea inutilă a spaţiilor neocupate de la partea superioară a încăperilor).

Încălzirea spaţiilor deschise, ca de exemplu peroanele gărilor, autogărilor, stadioanelor, restaurantelor etc. nu se poate realiza decît aplicînd sistemul de încălzire prin radiaţie de temperatură înaltă, folosind în acest scop radianţi electrici sau cu gaze.

Un alt impediment în folosirea sistemului de încălzire prin radiaţie îl constituie lipsa unei metode practice de calcul. Asupra acestui lucru vrem să insistăm în prezenta lucrare. Literatura de specialitate tratează destul de sumar această problemă, teoretizînd anumite părţi, referindu-se mai mult la folosirea unor tipuri de panouri, fără a da o metodă practică de lucru care să ţină seamă de toţi factorii care intervin în calculul sistemului de încălzire.

Fig. 1. Schema pentru determinarea schimbului de căldură prin radiaţie



Faţă de această situaţie, am găsit necesar, ca pe baza teoriilor ce există astăzi în domeniul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie, să se indice o metodă practică de calcul care să vină în sprijinul celor care studiază sau au de rezolvat probleme legate de calculul încălzirii prin radiaţie.

În obţinerea acestei metode s-a plecat de la premiza găsirii unor baze teoretice comune de calcul pentru toate sistemele de încălzire prin radiaţie ca : temperatură joasă, medie sau înaltă, care după aceea să fie uşor de particularizat pentru fiecare sistem în parte.

Pentru urmărirea şi înţelegerea uşoară a metodei propuse s-a considerat necesară împărţirea lucrării în două părţi :

I. Bazele teoretice, în care se vor cuprinde : schimbul de căldură prin radiaţie, pierderile de căldură ale încăperilor încălzite prin radiaţie, ecuaţiile de echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţie etc.

II. Calculul sistemelor de încălzire prin radiaţie cu următorul cuprins : instalaţii de încălzire de temperatură joasă, instalaţii de încălzire de temperatură medie şi instalaţii de încălzire de temperatură înaltă.

A. BAZELE TEORETICE ALE CALCULULUI ÎNCĂLZIRII PRIN RADIAŢII

1. Schimbul de căldură prin radiaţie

Se consideră două suprafeţe oarecare F_1, F_2 (fig. 1) cu temperatura θ_1, θ_2. În ipoteza că $\theta_1 > \theta_2$ şi ţinînd seamă de legea lui Stefan-Boltzmann, Kirchoff şi Lambert, fluxul de căldură care se transmite prin radiaţie de la F_1 şi F_2 este dat de relaţia :

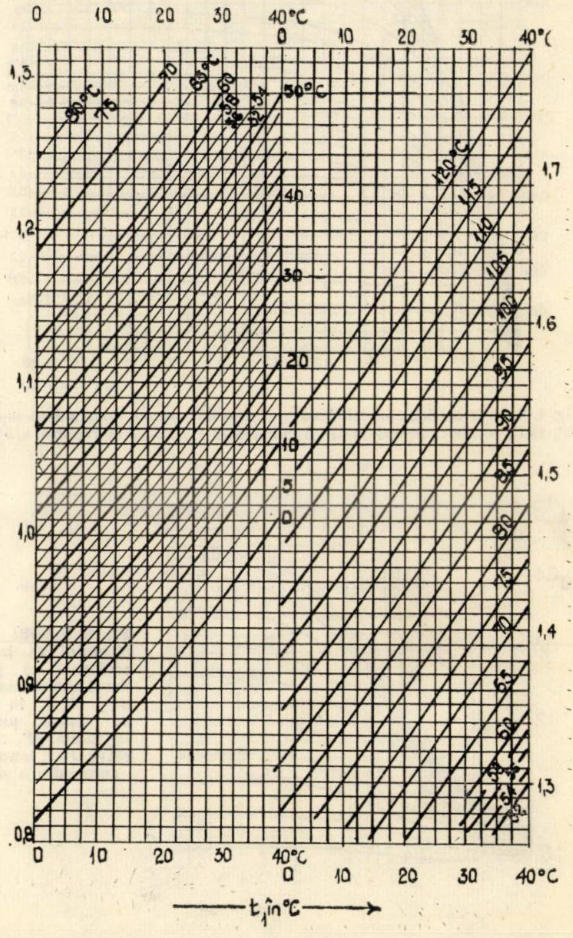
$$Q_{12} = C_{12}\, F_1 \left[\left(\frac{\theta_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{\theta_2}{100}\right)^4\right] \frac{1}{\pi \cdot F_2} \int_{F_1}\int_{F_2} \frac{\cos\omega_1 \cos\omega_2}{r^2}\, dF_1\, dF_2 \qquad (1)$$

în care, $C_{12} = \frac{C_1 C_2}{C_0}$, C_1 şi C_2 fiind coeficienţii de radiaţie ai celor două suprafeţe, iar C_0 coeficientul de radiaţie al corpului negru.

Fig. 2. Nomogramă pentru determinarea valorii factorului de temperatură b

– partea stîngă a diagramei pentru $80 < t_2 < 0°C$; $0 < t_1 < 40°C$

– partea dreaptă a diagramei pentru $52 < t_2 < 120°C$; $0 < t_1 < 40°C$



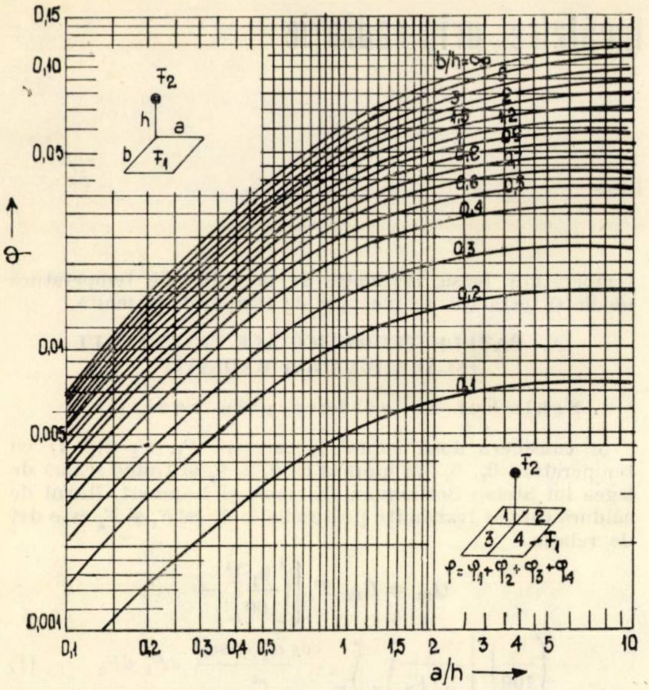


Fig. 3. Valorile coeficientului de iradiere reciprocă φ cînd un punct radiază asupra unei suprafețe plane F_1 funcție de raportul a/h și b/h

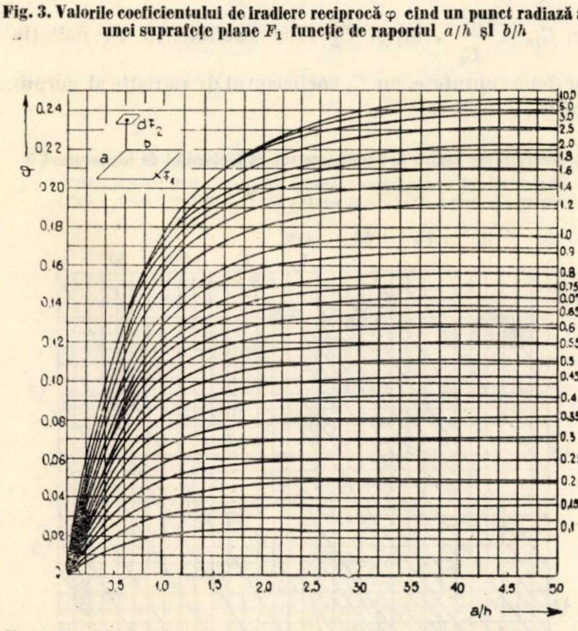


Fig. 4. Valorile coeficientului de iradiere reciprocă φ pentru cazul a două suprafețe dF_2 și F_1 paralele, suprafața dF_2 radiind către F_1, funcție de raportul a/h și b/h

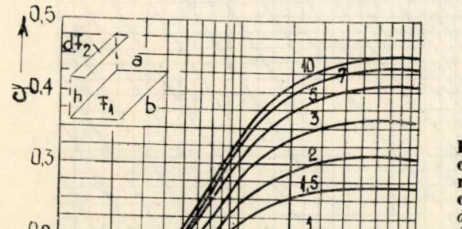


Fig. 5. Valorile coeficientului de iradiere reciprocă φ pentru cazul a două suprafețe dF_2 și F_1 în formă de bandă, paralele, suprafața dF_2 radiind către F_1, funcție de raportul a/h și b/h

Notăm cu:

$$\varphi_{2.1} = \frac{1}{\pi F_1}\int_{F_1}\int_{F_2} \frac{\cos\omega_1 \ \cos\omega_2}{r^2}\, dF_1 \cdot dF_2$$

unde $\varphi_{2\cdot 1}$ reprezintă coeficientul de radiație reciprocă, *el* depinzînd de mărimea, forma și poziția reciprocă a celor două suprafețe F_1 și F_2 în spațiu.

În calculele practice se obișnuiește să se folosească o relație simplificată similară schimbului de căldură prin convecție:

$$\theta_{1.2} = \varphi_{2.1}\, \alpha_r\, F_1\, (\theta_1 - \theta_2) \text{ kcal/h}$$

unde:

$$\alpha_r = b \cdot C_{1\cdot 2} \ \alpha \text{ kcal/m}^2 \text{ h grd} \tag{2}$$

— b fiind factorul de temperatură definit de relația:

$$b = \frac{\left(\frac{\theta_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{\theta_2}{100}\right)^4}{\theta_1 - \theta_2} \tag{3}$$

și ale cărui valori pentru diferite temperaturi ale lui θ_1 și θ_2 se pot citi în graficul din figura 2.

În expresia coeficientului superficial de schimb de căldură prin radiație α_r intră și coeficientul radiației reciproce $C_{1\cdot 2}$. Pentru determinarea valorii numerice se folosesc următoarele relații matematice funcție de poziția reciprocă a suprafețelor F_1 și F_2:

— suprafața F_1 este complet învăluită de suprafața F_2:

$$C_{1.2} = \frac{1}{\frac{1}{C_1} + \frac{F_1}{F_2}\left(\frac{1}{C_2} - \frac{1}{C_0}\right)} \text{kcal/m}^2\text{h°K}^4$$

— suprafața $F_2 \gg F_1$:

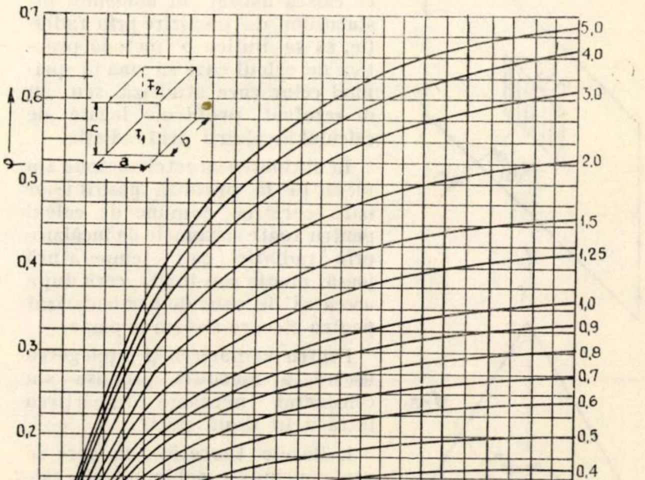
$$C_{1.2} = C_1$$

— suprafața $F_1 \parallel F_2$:

$$C_{1.2} = \frac{1}{\frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} - \frac{1}{C_0}}.$$

Revenind la coeficientul de radiație reciprocă $\varphi_{2.1}$ problema dificilă în calcularea lui o constituie rezolvarea integralei duble. Această problemă în practica instalațiilor de încăl-

Fig. 6. Valorile coeficientului de iradiere reciprocă φ pentru cazul a două suprafețe finite F_1 și F_2 paralele, funcție de raportul a/h și b/h



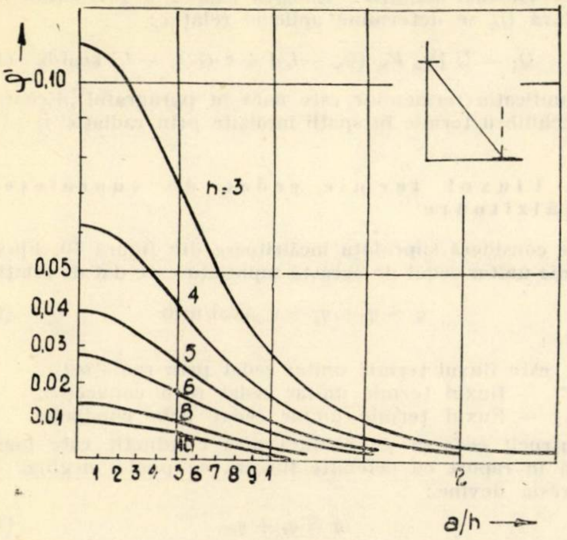


Fig. 7. Valorile coeficientului φ' pentru cazul $f_1 || f_2$ funcţie de raportul a/h şi înălţimea h

zire prin radiaţie se simplifică mult prin aceea că pe de o parte în calcule se dau forme geometrice bine definite ale suprafeţelor (pătrate, dreptunghiuri, puncte), iar pe de altă parte poziţiile lor reciproce sînt paralele sau perpendiculare. În literatura de specialitate sînt date multe relaţii matematice pentru determinarea coeficientului de radiaţie reciprocă. Nu vom insista asupra metodelor de calcul, nefiind cazul în prezenta lucrare. Se vor indica numai cîteva nomograme pentru cazurile cele mai frecvente întîlnite în calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie, nomograme ce vor servi în partea a doua a lucrării, la calculul propriu-zis al sistemelor de încălzire prin radiaţie. În figurile 4, 5, 6, 7 sînt redate aceste nomograme după Kollmar şi Ciheka.

2. Temperatura medie de radiaţie a suprafeţelor ce limitează încăperea

Într-o încăpere încălzită prin radiaţie, temperatura superficială a elementelor de construcţie care îngrădesc încăperea este diferită pentru fiecare element în parte, funcţie de felul materialului şi poziţia lui în raport cu sursa radiantă.

Se consideră suprafeţele F_1, F_2, ... F_n cu temperatura θ_1, θ_2 ... θ_n, care schimbă căldura prin radiaţie cu o suprafaţă F_M cu temperatură θ_M (fig. 8);

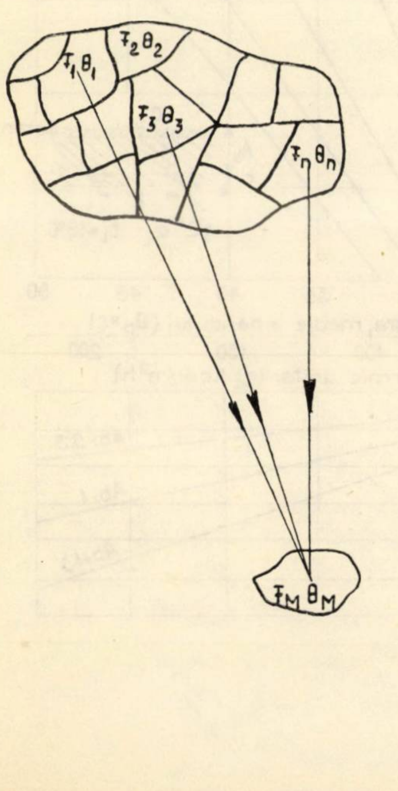


Fig. 8. Schema pentru calculul termperaturii medii de radiaţie θ_{ms}

notînd cu :

b_{1M}, b_{2M} ... b_{nM} — factorul de temperatură pentru schimbul de căldură între suprafeţele radiante cu temperatură θ_1, θ_2 ... θ_n şi suprafaţa radiată cu temperatura θ_M ;

φ_{M1}, φ_{M2} ... φ_{Mn} — coeficienţii de radiaţie reciprocă între suprafeţele radiante şi suprafaţa radiată ;

aplicînd relaţia de schimb de căldură prin radiaţie pentru fiecare suprafaţă în parte şi efectuînd o serie de calcule (pe care nu considerăm necesar a le trata aici) se ajunge în final la următoarea expresie a temperaturii medii de radiaţie :

$$\theta_{ms} = \sum_{1}^{n} (b_{nM}\, \varphi_{nM}\, \theta_n). \tag{4}$$

În calculele practice, pe lîngă relaţia de mai sus, se mai foloseşte şi expresia valorii medii ponderate :

$$\theta_{ms} = \frac{\Sigma\, (F_n\, \theta_n)}{\Sigma\, F_n} \tag{5}$$

unde :

F_n — suprafeţele radiante şi radiate în m^2 ;

θ_n — temperatura suprafeţelor radiante şi radiate în °C.

3. Pierderile de căldură

Asupra modului de calcul privind necesarul de căldură în spaţii încălzite prin radiaţie s-au emis mai multe teorii, dar nici una din ele nu răspunde întru totul realităţii.

Sînt autori care recomandă ca pierderile de căldură să se calculeze cu formule empirice, funcţie de mărimea şi poziţia încăperilor. Astfel, pentru încăperi înguste şi adînci cu un perete exterior mic faţă de restul pereţilor interiori, Kollmar recomandă ca pierderile de căldură să se calculeze cu formula :

$$\theta_h = 0{,}4\; Q_{\mathrm{DIN}} \left(\frac{1}{2} + \frac{b}{a} + \frac{b}{h} \right) \text{kcal/h} \tag{6}$$

unde :

Q_{DIN} sînt pierderile calculate după norma germană DIN 4701 ;

a — lungimea peretelui exterior în m ;

b — adîncimea camerei în m ;

h — înălţimea camerei în m.

Unii autori propun folosirea formulelor de calcul ale pierderilor de căldură de la sistemele clasice de încălzire, cu recomandarea să nu se considere adaosurile la pierderile de căldură sau să se considere o parte din acestea în procente m, în funcţie de destinaţia încăperilor.

Un calcul real al pierderilor de căldură nu se poate efectua decît după ce au fost determinate exact valorile temperaturilor suprafeţelor interioare ale elementelor de construcţii ce îngrădesc încăperea (θ_s, θ_i). Cum aceste temperaturi depind de suprafeţele radiante (încălzitoare), este necesar ca printr-un calcul preliminar să se stabilească tipul, mărimea şi poziţia lor în plan, după care să se efectueze calculul definitiv, calculul de verificare. Se observă existenţa unui ciclu care începe şi se încheie cu acelaşi element — pierderile de căldură θ_h. Ciclul cuprinde : pierderi de căldură θ_h ; — temperatura suprafeţelor radiante θ_p ; — temperatura suprafeţelor radiate θ_s, θ_i ; — pierderile de căldură θ_h. Ţinînd seamă de faptul că nu se poate stabili dintru început valoarea reală a pierderilor de căldură, fiind necesară în final, după stabilirea elementelor instalaţiei, o verificare a lor, se propune următoarea metodă de calcul :

a) **Calculul preliminar,** unde pierderile de căldură se calculează conform STAS 1907-52 cu unele precizări :

1 — dacă temperatura interioară de calcul t_i nu este dată, ea se poate determina din rezolvarea sistemului de două ecuaţii cu două necunoscute şi anume :

$$\theta_{ms} - t_i \leqslant 8°\mathrm{C} \tag{7}$$

$$\theta_{ms} + t_i = 2 t_R \tag{8}$$

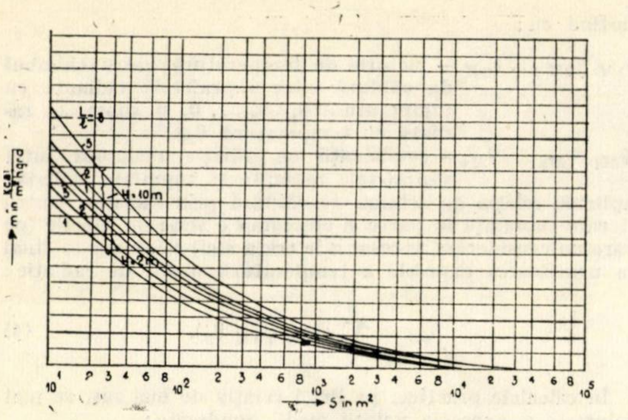


Fig. 9. Nomograma calculului coeficientului global de transfer termic m

prima reprezentînd ecuaţia ecartului maxim dintre temperatura medie de radiaţie θ_{ms} şi temperatura interioară t_i, iar cea de a doua, ecuaţia de confort termic uman, stabilită pentru sistemul de încălzire respectiv : de temperatură joasă, medie sau înaltă (paragraful ecuaţiei de echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţie).

2 — Pentru elementele de construcţie în contact direct cu exteriorul se va aplica relaţia

$$Q_e = \Sigma\,[K_i\,F_i\,(t_i - t_e)]\left(1 + \frac{A_0 + A_v + A_D}{100}\right) \text{kcal/h} \qquad (9)$$

3 — Pentru elementele de construcţii mărginite de suprafeţe mari de pămînt se va aplica relaţia :

$$Q_p = [m \cdot F_{pd}\,(t_i - t_e^{l}) + F_{pd}\,\frac{\lambda}{H}\,[t_i -$$

$$- t_p]\left(1 + \frac{A_0 + A_v + A_D}{100}\right) \text{kcal/h} \qquad (10)$$

unde :

m este coeficient global de transfer termic care depinde de suprafaţa F_{pd}, de raportul laturilor suprafeţei L/B şi adîncimea pînzei apei freatice H. Valoarea lui m se obţine din graficul din figura 9 ;

F_{pd} — suprafaţa elementului de construcţii în contact cu pămîntul în m² ;

t_e — temperatura aerului exterior la suprafaţa pămîntului

$$t_e = 5°\text{C} \ldots \pm 0°\text{C};$$

λ — coeficientul de conductibilitate termică a pămîntului

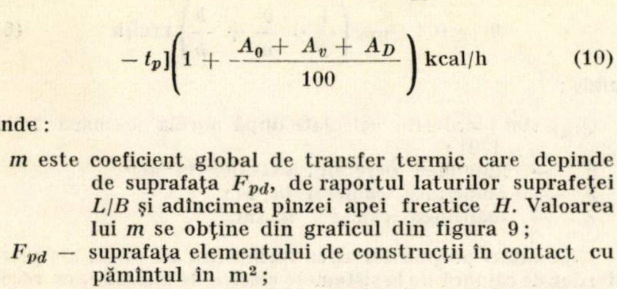
$$\lambda = 0{,}5 \div 1{,}5 \text{ kcal/m.h.grd};$$

H — adîncimea pînzei apei freatice în m ;

t_p — temperatura pînzei apei freatice în °C ;

t_i — temperatura interioară de calcul °C.

Fig. 10. Valorile fluxului termic unitar q, cedat de un panou încălzitor



b — Calculul definitiv. Valoarea exactă a pierderilor de căldură Q_h se determină aplicînd relaţia :

$$Q_i = \Sigma\,[\chi_n\,F_n\,(\theta_n - t_e)] + c \cdot G\,(t_i - t_e) \text{ kcal/h} \qquad (11)$$

(semnificaţia termenilor este dată în paragraful „Ecuaţiile de echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţie").

4. Fluxul termic cedat de suprafeţele încălzitoare

Se consideră suprafaţa încălzitoare din figura 10. Fluxul termic unitar cedat de această suprafaţă este dat de relaţia :

$$q = q_r + q_c + q_{ed} \text{kcal/m}^2\text{h} \qquad (12)$$

unde :

q_r este fluxul termic unitar cedat prin radiaţie ;

q_c — fluxul termic unitar cedat prin convecţie ;

q_{ct} — fluxul termic unitar cedat prin conducţie.

Întrucît cedarea de căldură prin conducţie este foarte mică în raport cu celelalte fluxuri, se poate neglija, iar expresia devine :

$$q = q_r + q_c \qquad (13)$$

sau

$$q = \alpha_r\,(\theta_p - \theta_s) + \alpha_c\,(\theta_p - t_i) \qquad (14)$$

unde :

α_r este coeficientul superficial de transfer termic prin radiaţie în kcal/m² h grd ;

α_c — coeficientul superficial de transfer termic prin convecţie în kcal/m² h grd ;

θ_p — temperatura medie a suprafeţei încălzitoare, în °C ;

θ_s — temperatura medie a suprafeţei radiate în °C ;

t_i — temperatura interioară de calcul în °C.

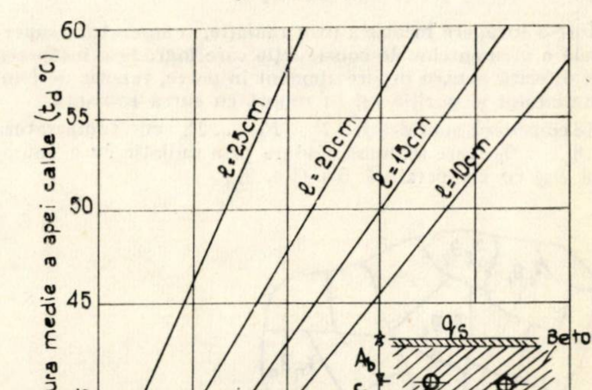
Pentru $\theta_s = t_i$ relaţia (14) devine :

$$q = (\alpha_r + \alpha_c)\,(\theta_p - t_i) \qquad (15)$$

sau

$$q = \alpha_p\,(\theta_p - t_i). \qquad (16)$$

Fig. 11. Valorile fluxurilor termice unitare q_i şi q_s cedate de un panou încălzitor



Notînd cu q_i fluxul termic unitar cedat de suprafaţa încălzitoare în zona inferioară şi cu q_s fluxul termic cedat de suprafaţa încălzitoare în zona superioară se poate scrie că:

$$q = q_i + q_s \tag{17}$$

sau

$$q = \alpha_p\,(\theta_p - t_i) + \alpha'_p\,(\theta'_p - t'_i) \tag{18}$$

unde:

α_p, α'_p sînt coeficienţii de transfer termic prin radiaţie şi convecţie la partea superioară şi inferioară a suprafeţei încălzitoare în kcal/m²hgrd;

θ'_p, t'_i — temperatura medie a suprafeţei încălzitoare şi respectiv temperatura interioară de calcul la partea superioară, în °C.

În general, calculul teoretic al fluxului termic unitar este foarte dificil, de aceea se recomandă ca în calculele practice să se folosească acele suprafeţe încălzitoare care au fost experimentate şi verificate pe bază de măsurători.

Din analiza expresiilor de mai sus se observă că dificultatea constă în găsirea relaţiilor matematice care să dea în funcţie de tipul suprafeţei respective valorile exacte ale temperaturilor medii θ_p şi θ'_p ale coeficienţilor de transfer termic α_r, α'_r, α_c, α'_c etc.

Dată fiind această situaţie, au fost studiate şi publicate în literatura de specialitate o diversitate de suprafeţe încălzitoare. Nu considerăm necesar a trata partea teoretică a acestor tipuri de panouri încălzitoare, dat fiindcă problema este destul de vastă şi depăşeşte cadrul prezentei lucrări. Considerăm totuşi oportun a arăta caracteristicile constructive şi termice pentru unele tipuri de panouri din cele mai uzuale, ele fiind necesare şi la calculul de dimensionare a sistemelor de încălzire prin radiaţie.

În figurile 11, 12, 13, 14 sînt date valorile lui q_i, q_s şi q pentru panourile încălzitoare de temperatură joasă şi medie folosite în tehnica instalaţiilor.

5. Echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţii

Pentru asigurarea confortului optim într-o încăpere, trebuie să existe o strînsă legătură între temperatura interioară (t_i) şi temperatura suprafeţelor ce îngrădesc încăperea (θs). Variaţiile acestor temperaturi depind în mare măsură de sistemul de încălzire: convecţie sau radiaţie. La încălzirea prin convecţie temperatura t_i este totdeauna mai mare decît temperatura θs, în schimb la încălzirea prin radiaţie, funcţie de tipul suprafeţelor radiante, temperatura θs poate fi mai mică, mai mare sau egală cu temperatura t_i. Rezultă că factorii de bază care influenţează confortul sînt temperaturile θs şi t_i la care se mai adaugă, în cazul sistemului de încălzire prin radiaţie, şi temperatura suprafeţei încălzitoare θp.

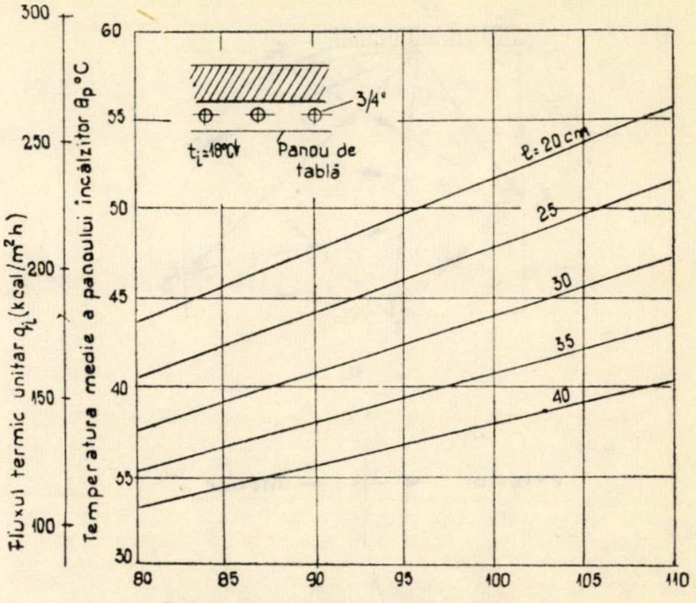


Fig. 13. Valorile fluxului termic unitar q_i cedat de un panou încălzitor cu registrele montate în spaţiu de aer

Asigurarea unui echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţie înseamnează obţinerea unor ecuaţii de legătură între θs, θp şi t_i.

Cele trei ecuaţii fundamentale de echilibru termic sînt:

a — ecuaţia de echilibru termic a suprafeţelor ce îngrădesc încăperea (suprafeţe neîncălzite);

b — ecuaţia de echilibru termic a aerului infiltrat;

c — ecuaţia de echilibru termic uman (ecuaţia de confort termic).

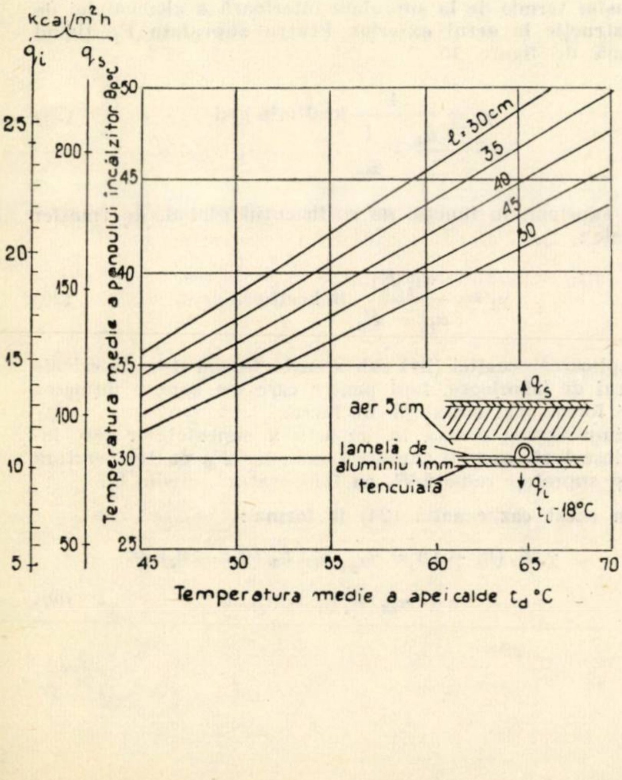


Fig. 12. Valorile fluxurilor termice unitare q_i şi q_s cedate de un panou încălzitor cu lamele

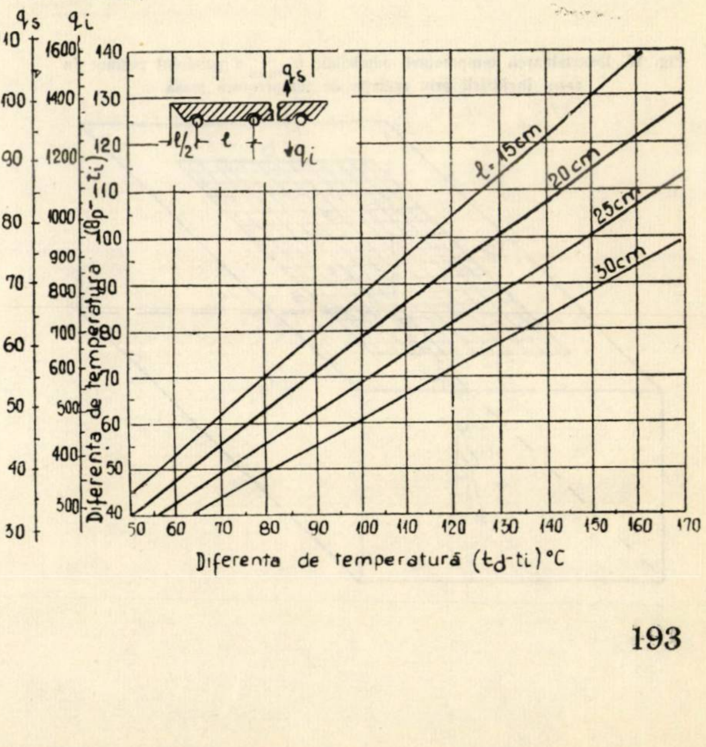


Fig. 14. Valorile fluxurilor termice unitare q_i şi q_s cedate prin panou metalic încălzitor

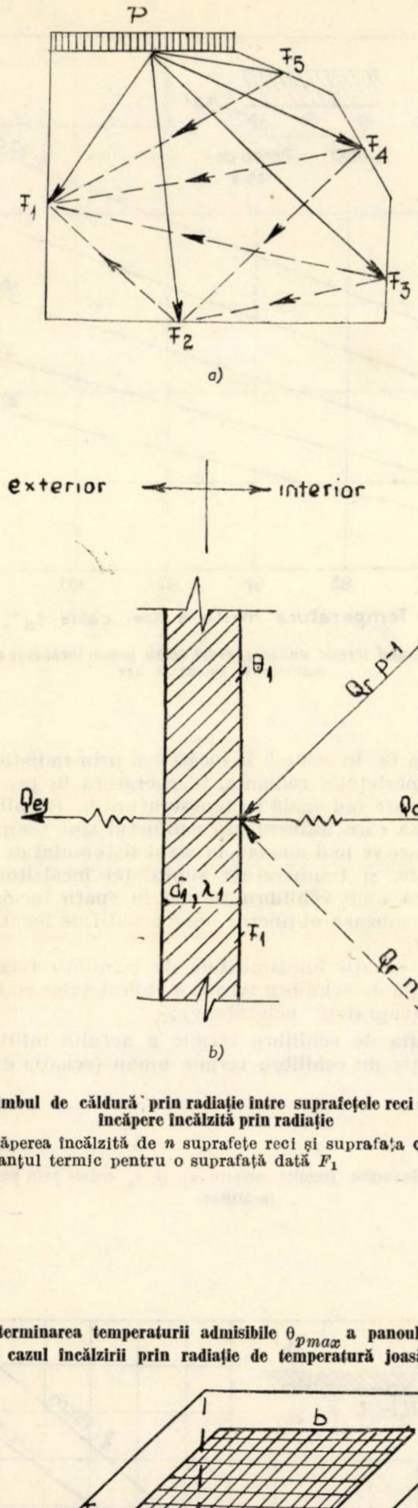
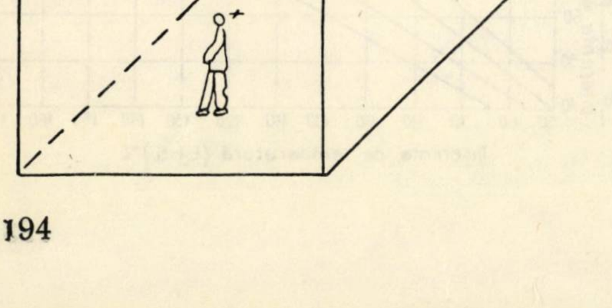


Fig. 15. Schimbul de căldură prin radiație între suprafețele reci și calde într-o încăpere încălzită prin radiație

a – încăperea încălzită de *n* suprafețe reci și suprafața caldă F_p.
b – bilanțul termic pentru o suprafață dată F_1

Fig. 16. Determinarea temperaturii admisibile $\theta_{p\,max}$ a panoului radiant în cazul încălzirii prin radiație de temperatură joasă



a – Ecuația de echilibru termic al suprafețelor ce îngrădesc încăperea

Considerăm o încăpere mărginită de (*n*) suprafețe reci și o sursă de căldură (*P*) (figura 15 a). Expresia generală a ecuației de echilibru termic pentru oricare din cele (*n*) suprafețe este:

$$Q_r + Q_c = Q_e \tag{19}$$

adică fluxul de căldură primit prin radiație de la sursa *P* și respectiv de la celelalte (*n* – 1) suprafețe înconjurătoare (Q_r) plus debitul de căldură primit prin convecție de la aerul interior (Q_c) este egal cu fluxul de căldură Q_e care se pierde în exterior prin suprafața considerată.

Pentru suprafața F_1 (fig. 15 b)

$$Q_{r_{p1}} + Q_{r_{n1}} + Q_{c1} = Q_{e1} \tag{20}$$

unde

$$Q_{r_{p1}} = \alpha_{r_{p1}}\, \varphi_{p1}\, F_1\, (\theta_p - \theta_1)$$

$$Q_{rn1} = \alpha_{r2.1}\ \ \varphi_{2.1}\ \ F_1\ \ (\theta_2 - \theta_1) + \alpha_{r31}\ \varphi_{3.1}\ F_1\ \ (\theta_3 - \theta_1) +$$
$$+ \ldots + \alpha_{rn1}\, \varphi_{n1}\ \ F_1\, (\theta_n - \theta_1) = \Sigma\, [\alpha_{rn1}\, \varphi_{n1}\ \ F_1\, (\theta_n - \theta_1)]$$

$$\theta_{c1} = \alpha_{c1}\ \ F_1\ \ (t_i - \theta_1)$$

$$Q_{e1} = \chi_1\, F_1\ (\theta_1 - t_e).$$

Înlocuind în (20) se obține:

$$\alpha_{rp1}\, \varphi_{p1}\, F_1\, (\theta_p - \theta_1) + \Sigma\, [\alpha_{rn1}\, \varphi n_1\, F_1\, (\theta_{n1} - \theta_1)] +$$
$$+ \alpha_{c1}\, F_1\, (t_i - \theta_1) = \chi_1\, F_1\, (\theta_1 - t_e). \tag{21}$$

Pentru suprafața F_2

$$Q_{r_{p2}} + Q_{r_{n2}} + Q_{c2} = Q_{e2} \tag{22}$$

unde înlocuind și efectuînd calculele se obține:

$$\alpha_{r_{p2}}\, \varphi_{p2}\, F_2\, (\theta_p - \theta_2) + \Sigma[\alpha_{r_{n2}}\, F_2\, (\theta_n - \theta_2)] +$$
$$+ \alpha_{c2}\, F_2\, (t_i - \theta_2) = \chi_2\, F_2\, (\theta_2 - t_c). \tag{23}$$

Pentru o suprafață oarecare F_j

$$\alpha_{r_{pj}}\, \varphi_{pj}\, F_j\, (\theta_p - \theta_j) + \Sigma\, [\alpha_{r_{nj}}\, \varphi_{ni}\, Fj\, (\theta_n - \theta_j) +$$
$$+ \alpha_{cj}\, F_j\, (t_i - \theta_j) = \chi_j\, F_j\, (\theta_j - t_e). \tag{24}$$

Procedînd la fel pentru fiecare suprafață a încăperii se vor obține „*n*'' ecuații, necunoscute fiind temperaturile suprafețelor θ_1, θ_2, ... θ_j ... θ_n.

În ecuațiile de mai sus χ reprezintă coeficientul parțial de transfer termic de la suprafața interioară a elementului de construcție la aerul exterior. Pentru suprafața F_1, ținînd seamă de figura 15

$$\chi_1 = \frac{1}{\dfrac{\delta_1}{\lambda_1} + \dfrac{1}{\alpha_e}}\ \text{kcal/m}^2\text{h grd} \tag{25}$$

sau exprimat în funcție de coeficientul global de transfer termic:

$$\chi_1 = \frac{\alpha_{i_1}\, K_1}{\alpha_{i_1} - K_1}\ \text{în kcal/m}^2\text{h grd.} \tag{26}$$

Aplicarea ecuației (24) sub această formă duce la calcule destul de laborioase, fapt pentru care s-a căutat obținerea unei forme mai accesibile de lucru.

Simplificarea constă în împărțirea suprafețelor care îngrădesc încăperea cu suprafețe radiante F_p cu temperatura θ_p și suprafețe radiate F_s cu temperatură medie θ_s.

În acest caz ecuația (24) ia forma:

$$\chi_s\, F_s\, (\theta_s - t_e) = \alpha_{r_{ps}}\, \varphi_{sp}\, F_p\, (\theta_p - \theta_s) +$$
$$+ \alpha_{cs}\ F_s\, (t_i - \theta_s) \tag{27}$$

unde s-a înlocuit :

$$- \sum F_j = F_s \qquad \text{cu temperatură } \theta s$$

$$- \varphi_{ps} F_s = \varphi_{sp} F_p$$

$$- \sum [\alpha_{r_{nj}} \varphi_{nj} F_j (\theta_n - \theta_j)] = 0.$$

b— Ecuaţia de echilibru termic al aerului infiltrat

Considerăm aceeaşi încăpere cu aceleaşi caracteristici constructive (fig. 15 *a*). Prin neetanşeităţile uşilor şi ferestrelor se infiltrează un debit de aer rece G în kg/h.

Acest aer se încălzeşte atît de la suprafeţele radiate, cît şi de la suprafaţa radiantă.

Debitul de aer G se calculează cu relaţia :

$$G = V_i \times \Sigma l \times \gamma \text{ kg/h}$$

unde :

V_i este debitul de aer unitar care se infiltrează în m³/h.m.

Σl — lungimea totală a tuturor crăpăturilor ferestrelor şi uşilor, aşezate pe semiperimetrul pereţilor exteriori ai clădirilor, îndreptaţi spre vînturile dominante, în m ;

γ — greutatea specifică a aerului infiltrat la temperatura t_e, în kgf/m³.

Trebuie îndeplinită condiţia de echilibru termic :

$$Q_{c_p} + Q_{cn} = Q_A \text{ kcal/h} \tag{28}$$

adică fluxul termic Q_A necesar încălzirii debitului de aer G infiltrat trebuie să fie asigurat de fluxul termic cedat prin convecţie Q_{cp} de la panourile încălzitoare şi de fluxul termic cedat prin convecţie Q_{cs} de la suprafeţele care îngrădesc încăperea.

În ecuaţia (28)

$$- Q_{cp} = \alpha_{cp} F_p (\theta_p - t_i)$$

$$- Q_{cn} = \alpha_{c1} F_1 (\theta_1 - t_i) + \alpha_{c2} F_2 (\theta_2 - t_i) + \ldots . +$$
$$+ \alpha_{c_j} F_j (\theta_j - t_i) + \alpha_{c_n} F_n (\theta_n - t_i) = \Sigma [\alpha_{c_n} F_n (\theta_n - t_i)$$

$$- Q_A = G \cdot c (t_i - t_e)$$

unde c — căldura specifică a aerului infiltrat, în kcal/kg grd. Înlocuind, se obţine forma generală a ecuaţiei de echilibru termic :

$$\alpha_{cp} F_p (\theta_p - t_i) + \Sigma [\alpha_{c_n} F_n (\theta_n - t_i)] = G \cdot c \cdot (t_i - t_e). \tag{29}$$

Ţinînd seamă de observaţiile de la paragraful precedent, ecuaţia poate fi scrisă sub formă simplificată :

$$\alpha_{cp} F_p (\theta_p - t_i) + \alpha_{cs} F_s (\theta_s - t_i) = G \cdot c \cdot (t_i - t_c) \tag{30}$$

c— Ecuaţia echilibrului termic uman

Ţinînd seama de particularităţile pe care le prezintă cele trei sisteme de încălzire, stabilirea ecuaţiei de echilibru termic uman s-a făcut separat pentru temperatura joasă şi medie şi separat pentru temperatura înaltă.

C_1 — Ecuaţia echilibrului termic uman în spaţii încălzite prin radiaţie de temperatură joasă şi medie

Schimbul de căldură dintre organism şi mediul înconjurător se realizează :

— din punct de vedere fizic prin : conducţie — contact direct cu alte corpuri ; convecţie—curenţi de aer la suprafaţa pielii şi îmbrăcămintii ; radiaţie — schimb de căldură între radiant şi suprafeţele înconjurătoare ;

— din punct de vedere fiziologic prin : respiraţie — o dată cu aerul expirat din plămîni se elimină simultan căldura şi umiditatea ; transpiraţie — o dată cu evaporarea apei din corp la suprafaţa pielii se elimină căldura.

Debitul de căldură Q_o cedat de om mediului înconjurător depinde de o serie de factori ca : felul muncii, viteza curentului de aer, temperatura aerului etc. şi este dat de relaţia :

$$Q_o = Q_c + Q_r + Q_{cd} + Q_{rp} \text{ kcal/h} \tag{31}$$

unde : Q_c, Q_{cd}, Q_r, Q_{rp} sînt debitele de căldură cedate de om prin convecţie, conducţie, radiaţie şi respiraţie.

Întrucît debitul de căldură cedat prin conducţie Q_{cd} este foarte mic, deci neglijabil, iar debitul de căldură cedat prin respiraţie Q_{rp} se poate considera constant, ecuaţia (31) ia forma :

$$Q_o - Q_{rp} = Q_c + Q_r \tag{32}$$

unde înlocuind

$$Q_c = \alpha_c F_0 (\theta_o - t_i)$$

$$Q_r = \alpha_r \varphi_{so} F_o (\theta o - \theta_{ms})$$

expresia (32) devine :

$$Q_c + Q_r = \alpha_c F_0 (\theta_o - t_i) + \alpha_r \varphi_{so} F_0 (\theta_o - \theta_{ms}) \tag{33}$$

în care :

α_c este coeficientul de schimb superficial de căldură prin convecţie de la om la aerul înconjurător în kcal/m² h grd ;

α_r — coeficientul de schimb superficial pentru căldură prin radiaţie de la om la suprafeţele înconjurătoare (radiante şi radiate) în kcal/m² h grd ;

F_0 — suprafaţa medie a omului în m² ;

θ_0 — temperatura medie a îmbrăcămintii omului în °C ;

t_i — temperatura interioară a aerului în °C ;

θ_{ms} — temperatura medie de radiaţie a suprafeţelor înconjurătoare ale încăperii în °C ;

φ_{so} — coeficientul de radiere reciprocă omul fiind înconjurat de suprafeţe reci sau calde $\varphi_{so} = 1$

Observaţii

— Valoarea lui α_c

— pentru viteze ale aerului $v = 0{,}15\ldots.5$ m/s

$$\alpha_c = u, 2\sqrt{v} \text{ kcal/m}^2 \text{ h grd}$$

— pentru $\theta_o - t_i = 5\ldots10°\text{C}$ şi $v \leqslant 0{,}15$ m/s

$$\alpha_c = 4 \cdots 5 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grd.}$$

— Valoarea lui α_r se calculează cu expresia :

$$\alpha_r = C \cdot b = C \frac{\left(\frac{273 + \theta_0}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + \theta_{ms}}{100}\right)^4}{\theta_0 - \theta_{ms}}$$

Unde înlocuind :

$$C = 4{,}2 \ldots . \; 4{,}7 \text{ kcal/m}^2\text{h}°$$

$$b = 1{,}0 \ldots . \; 1{,}05$$

se obţine pentru $\alpha_r = 4{,}5$ kcal /m² h grd.

Împărţind ecuaţia (33) cu $\alpha_c F_0$

$$\frac{Q_c + Q_r}{\alpha_c F_0} = \theta_0 - t_i + \frac{\alpha_r F_o \varphi_{so}}{\alpha_c} (\theta_0 - \theta_{ms}) \tag{34}$$

şi ţinînd seamă că $\dfrac{Q_c}{F_o} = q_c$; $\dfrac{Q_r}{F_o} = q_r$; $\varphi_{so} = 1$

expresia (34) devine:

$$\frac{q_c + q_r}{\alpha_c} = \theta_o - t_i + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}(\theta_o - \theta_{ms}). \quad (35)$$

Ordonînd în raport cu t_i şi θ_{ms} se obţine:

$$t_i + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}\theta_{ms} = \theta_o\left(1 + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}\right) - \frac{q_c + q_r}{\alpha_c} \quad (36)$$

şi notînd: $\theta_0\left(1 + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}\right) - \frac{q_c + q_r}{\alpha_c} = a$

se obţine ecuaţia de confort termic în spaţii încălzite prin radiaţie de joasă şi medie temperatură:

$$t_i + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}\theta_{ms} = a. \quad (37)$$

Pentru încăperile fără curenţi de aer: $\alpha_c = \alpha_r = 3{,}5$ kcal/m^2 h grd expresia ia forma simplificată:

$$t_i + \theta_{ms} = a \quad (38)$$

Exprimînd temperatura medie de radiaţie θ_{ms} prin expresiile stabilite în paragraful 2 se obţine

$$t_i + \Sigma\,(b_m\,\varphi_{nM}\,\theta_n) = a \quad (39)$$

şi

$$t_i + \frac{\Sigma\,(F_n\,\theta_n)}{\Sigma\,F_n} = a \quad (40)$$

unde a depinde de activitatea omului, cedarea lui de căldură, felul îmbrăcăminţii etc.

C_2 — Ecuaţia echilibrului termic uman în spaţii încălzite prin radiaţie de temperatură înaltă:

Din cauza temperaturilor ridicate ale suprafeţelor încălzitoare (radianţi cu gaze $\theta_p = 800\ldots900$°C) corpul omenesc primeşte căldură prin radiaţie destul de însemnată, ceea ce face ca echilibrul termic uman să se exprime astfel:

$$q_p + q_o = q_r + q_c + q_{rp} \quad (41)$$

unde

q_p — fluxul termic unitar cedat prin radiaţie de suprafaţa încălzitoare în kcal/m^{2}h.

Făcînd aceleaşi înlocuiri şi efectuînd aceleaşi calcule la paragraful precedent se obţine în final o primă formă a ecuaţiei de echilibru termic în spaţii încălzite prin radiaţie de temperatură înaltă:

$$t_i + \frac{\alpha_r}{\alpha_c}\theta_{ms} + \frac{q_p}{\alpha_c} = a. \quad (42)$$

În cazul vitezelor mici ale aerului $v \leqslant 0{,}15$ m/s, $\alpha_c = \alpha_r = \alpha$ ecuaţia ia forma:

$$t_i + \theta_{ms} + \frac{q_p}{\alpha} = a. \quad (43)$$

sau exprimînd pe $\theta_{ms} = \frac{\Sigma\,(F_n\,\theta_n)}{\Sigma\,F_n}$

se obţine una din formele cele mai utilizate ale ecuaţiei

$$t_i + \frac{\Sigma\,(F_n\,\theta_n)}{\Sigma\,F_n} + \frac{2_p}{\alpha} = a. \quad (44)$$

Temperatura admisibilă a suprafeţelor încălzitoare prin radiaţie θ_p

Pentru asigurarea condiţiilor optime de confort în interiorul unei încăperi încălzite prin radiaţie trebuie ca între parametrii de bază: temperatura suprafeţei radiante θ_p, temperatura interioară de calcul t_i şi temperatura rezultată t_R să existe un echilibru termic.

Factorul de bază îl constituie temperatura panoului radiant θ_p care condiţionează confortul şi a cărui valoare admisibilă depinde de sistemul de încălzire (temperatură joasă, medie şi înaltă), poziţia panoului în spaţiu şi poziţia omului în încăpere.

a — Încălzirea prin radiaţie de temperatură joasă

Se consideră un om amplasat în interiorul unei încăperi încălzite prin radiaţie (fig. 16). Suprafaţa încălzitoare — tavanul de dimensiuni $a \times b$.

Notînd cu t_R temperatura rezultată, θ_s — temperatura medie a suprafeţelor elementelor de construcţie care îngrădesc încăperea, t_i — temperatura interioară a aerului şi φ — coeficientul de radiere reciprocă dintre tavanul încălzit şi corpul omului considerat un punct la distanţa h de tavan, se poate scrie următorul bilanţ termic

$$\alpha_r\,\varphi\,(\theta_p - t_R) = \alpha_r\,(1 - \varphi)\,(t_R - \theta_s) + \alpha_c\,(t_R - t_i) \quad (45)$$

de unde:

$$\theta_p = t_R + \frac{\alpha_c}{\alpha_r}\cdot\frac{1 - \varphi}{\varphi}\,(t_R - \theta_s) + \frac{\alpha_c}{\alpha_r}\cdot\frac{t_R - t_i}{\varphi}. \quad (46)$$

În spaţii închise pentru viteza aerului $v \leqslant 0{,}15$ m/s se poate scrie $\alpha_c = \alpha_r = \alpha$ şi expresia (46) devine:

$$\theta_p = t_R + \frac{(1 - \varphi)\,(t_R - \theta s) + (t_R - t_i)}{\varphi}; \quad (47)$$

după efectuarea calculelor se obţine forma:

$$\theta p = \frac{2t_R - (\theta_s - t_i)}{\varphi} + \theta_s. \quad (48)$$

În urma măsurătorilor efectuate s-a ajuns la concluzia că în interior confortul este asigurat atunci cînd temperatura rezultată $t_R = 19{,}5$°C...20°C. În acest caz pentru $t_R = 19{,}5$°C şi $t_i = \theta_s \leqslant 18$°C se va obţine înlocuind în expresia (48) valoarea admisibilă a temperaturii panoului:

$$\theta_{p\ max} = \frac{3}{\varphi} + 18. \quad (49)$$

Pentru cazul în care $t_R = 20°$ şi $t_i = 20°$ şi $\theta_s = 18$°C se obţine:

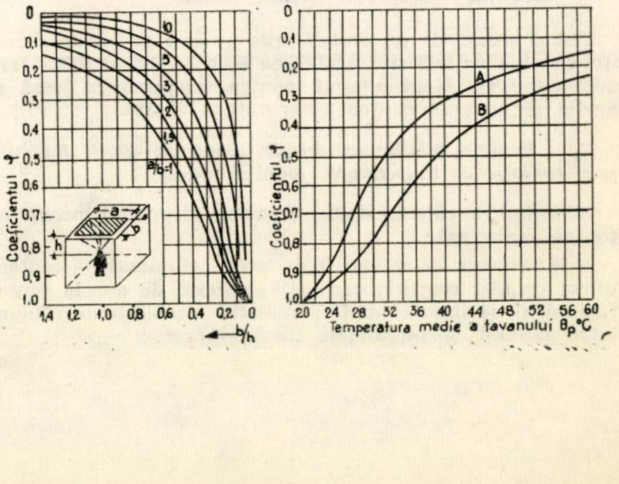
$$\theta_{p\ max} = \frac{2}{\varphi} + 18. \quad (50)$$

Pentru calculul practic se va folosi nomograma din figura 17 unde funcţie de dimensiunile suprafeţei încălzitoare $a \times b$ şi înălţimea de montare h se poate determina direct valoarea admisibilă a temperaturii panoului încălzitor $\theta_{p\ max}$.

b — Încălzirea prin radiaţie de temperatură medie

Ca rezultat al măsurătorilor efectuate, privind confortul în încăperile încălzite cu panouri radiante, s-a ajuns la concluzia că temperatura rezultantă $t_R \simeq 25$°C, deci cu 4—5°C

Fig. 17. Nomograma pentru determinarea valorii temperaturii maxime $\theta_{p\ max}$ a panoului încălzitor de temperatură joasă



mai mult decît temperatura rezultantă admisibilă la încălzirea de temperatură joasă.

Plecînd de la ecuaţia de confort termic pentru spaţii închise $t_i + \theta_{ms} \leqslant 2t_R$

unde înlocuind:

$$t_R = 25°C$$

$$\theta_{ms} = \varphi \cdot b \cdot \theta_{p\ max} + (1 - \varphi)\ \theta_i$$

$$\theta_i = t_i$$

se obţine:

$$t_i + b \cdot \varphi\ \theta_{p\ max} + (1 - \varphi)\ t_i = 50 \tag{51}$$

de unde:

$$\theta_{p\ max} = \frac{50 - t_i\ (2 - \varphi)}{b \cdot \varphi}. \tag{52}$$

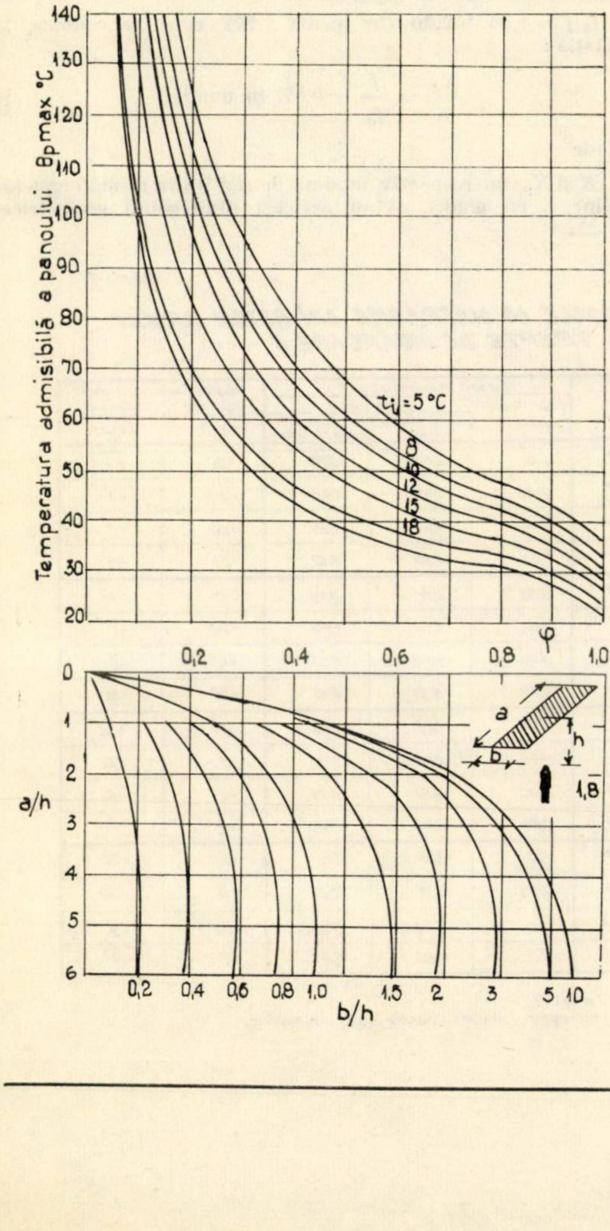
Valoarea coeficientului de radiaţie reciprocă φ se determină cu ajutorul relaţiei:

$$\varphi = \frac{l/2}{\sqrt{(l/2)^2 + h^2}} \cdot \frac{d}{e}. \tag{53}$$

În expresiile de mai sus s-au folosit următoarele notaţii:

b este factorul de transformare;

Fig. 18. **Nomograma pentru determinarea valorii temperaturii maxime $\theta_{p\,max}$ a panoului funcţie de coeficientul de iradiere reciprocă la încălzirea prin radiaţie de medie temperatură**



θ_i — temperatura medie a suprafeţelor elementelor de construcţii din zona inferioară (vezi paragraful „Calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţii de temperatură medie");

l — lungimea panoului radiant în m;

d — lăţimea panoului radiant în m;

h — distanţa de la panou la capul omului în m; considerînd omul de înălţime medie 1,80 şi înălţimea camerei H se obţine pentru $h = H - 1{,}8$;

e — distanţa între axele a două panouri în m.

În nomograma din figura 18 se pot citi direct valorile temperaturii admisibile θp_{max} ale panoului funcţie de coeficientul de radiaţie reciprocă. De asemenea se poate citi direct valoarea coeficientului φ funcţie de caracteristicile constructive ale panoului şi înălţimea h.

c — Încălzirea prin radiaţie de temperatură înaltă

Şi aici ca şi la încălzirea prin radiaţie de temperatură medie se consideră pentru spaţiile încălzite, ca temperatură rezultantă maximă $t_R = 25°C$.

Întrucît temperatura suprafeţei încălzitoare este cunoscută, funcţie de tipul şi temperatura radiantului ($\theta p = 600 \ldots. 850°C$), este necesar a stabili numai înălţimea minimă admisibilă de montare H'_{min}.

Plecînd de la ecuaţia de confort termic în spaţii încălzite prin radiaţie de înaltă temperatură:

$$\frac{q_P}{\alpha} + \theta_{ms} + t_i = 2tR$$

se obţine:

$$q_{p\ max} \leqslant \alpha\ (2t_R - t_i - \theta_{ms}) \tag{54}$$

sau

$$q_{p\ max} = \alpha\ (50 - t_i - \theta_{ms}). \tag{55}$$

Fluxul maxim unitar cedat de radiant se determină cu expresia:

$$q_{p\ max} = \frac{C}{\pi} f_c f_p\ b\ (\theta_p - t_R)\ \ \varphi'_{max} \tag{56}$$

unde coeficientul φ'_{max} se calculează funcţie de poziţia celor două suprafeţe (radiant — cap (corp) om). Pentru cazul extrem $f_s \parallel f_p$ coeficientul φ_{max} este dat de expresia:

$$\varphi'_{max} = \frac{1}{h^2} = \frac{1}{(H' - 1{,}8)^2} \tag{57}$$

de unde:

$$H'_{min} = \frac{1}{\sqrt{\varphi'_{min}}} + 1{,}8. \tag{58}$$

Înlocuind coeficientul φ'_{max} cu valoarea din expresia (56) se obţine:

$$H'_{min} = \sqrt{\frac{c \cdot f_s \cdot f_p \cdot b\ (\theta_p - t_R)}{\pi q_{p\ max}}} + 1{,}8. \tag{59}$$

Pentru $q_{p\,max}$ se dau următoarele valori funcţie de t_i

$t_i = 5°C$ $\quad q_{pmax} = 180$ kcal/m²h
$t_i = 10°C$ $\quad q_{pmax} = 135$ kcal/m²h
$t_i = 15°C$ $\quad q_{pmax} = 90$ kcal/m²h.

În expresia (59) s-au mai folosit următoarele notaţii:

— fc — suprafaţa corpului omenesc cu care se face schimbul de căldură prin radiaţie;
— f_p — suprafaţa radiantului în m²;
— b — factorul de temperatură;
— θ_p — temperatura radiantului în °C;
— θ_c — temperatura omului °C.

Unele probleme privind rigiditatea diafragmelor din beton armat cu goluri

Dr. ing. I. Brânzan
INCERC

Problema cunoaşterii rigidităţii reale a diafragmelor verticale portante ale unei clădiri prezintă pentru proiectare un interes deosebit, deoarece modulul de rigiditate intervine atît la calculul de rezistenţă al acestora, cît şi la repartizarea sarcinilor orizontale seismice între diafragmele clădirii.

Cum se ştie, stabilirea rigidităţii de calcul a diafragmelor pline din beton nu constituie nici o dificultate specială, aceasta făcîndu-se (corespunzător stadiilor de lucru I... III) după metodele şi ipotezele curente ale teoriei betonului armat, ca pentru grinzi încovoiate cu secţiune plină.

La diafragmele cu goluri (de uşi-ferestre) care apar în număr mare în cadrul oricărei clădiri, problema stabilirii rigidităţii, în vederea unui calcul care să fie în concordanţă cu situaţia reală, apare însă mult mai complexă şi dificilă. Legile de variaţie a momentului de inerţie al secţiunii diafragmei slăbite de goluri şi a modulilor de elasticitate (longitudinal şi transversal) de care depinde rigiditatea, în cazul folosirii materialului beton nu sînt cunoscute încă (cum rezultă din literatura de specialitate).

În prezent, din cauza lipsei de date experimentale, rigiditatea diafragmelor din beton armat cu goluri se ia în calcule ca pentru diafragme din materiale perfect elastice şi omogene, ceea ce — aşa după cum au arătat experimentările efectuate la INCERC [5] — conduce la abateri importante faţă de realitate.

Este evident că o repartizare nejudicioasă a solicitărilor seismice la difragmele verticale portante de rigidităţi diferite, în cadrul unei clădiri, duce la o proiectare neraţională a acestora (supradimensionarea unora şi subdimensionarea altora), reducîndu-se siguranţa construcţiilor la aceste solicitări.

În practica de proiectare, repartizarea solicitărilor orizontale din încărcările seismice la diafragmele cu goluri se face în general (în ipoteza că diafragmele orizontale constituie şaibe rigide şi asigură deplasări orizontale egale pe nivel la toate diafragmele verticale), proporţional cu momentul de inerţie al secţiunii nete faţă de o axă ce trece prin centrul de greutate al acestei secţiuni.

Ca urmare a acestui mod de distribuire, sarcina aferentă de calcul a unei diafragme cu goluri rezultă mult mai mare decît cea reală şi sensibil apropiată de cea a unei diafragme pline de aceeaşi lăţime şi grosime, deoarece diferenţa între valoarea teoretică a momentului de inerţie al secţiunii pline (I) şi cea a momentului de inerţie al aceleiaşi secţiuni, slăbită însă de goluri (I_g) este mult mai mică decît cea reală (cum se va arăta mai jos), mai ales în cazul diafragmelor cu goluri simetrice.

Astfel, de exemplu, la diafragmele verticale de 7—14 m lăţime (care sînt curent practicate la clădirile de locuit executate în diafragme), avînd două şiruri de goluri de uşi (0,9 × 2 m) dispuse simetric şi despărţite numai de un perete ortogonal, raportul $I_g/I \geqslant 0{,}97$. La modelele de diafragme cu un şir de goluri experimentate la INCERC (tabela 1) $I_g/I = 0{,}98$, iar deformaţiile reale (măsurate) respective au fost în raportul:

$f_g/f = 1{,}55 \div 2{,}20$ (în medie 1,77) ceea ce conduce la relaţia:

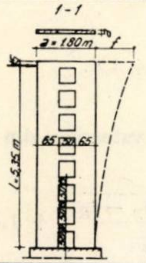
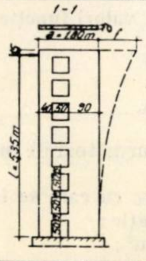
$$\frac{K_g}{K} = \frac{f}{f_g} = 0{,}57, \text{ în medie,} \qquad (1)$$

unde

K şi K_g sînt respectiv modulii de rigiditate ai diafragmelor pline şi cu goluri, avînd aceleaşi dimensiuni geometrice.

Tabela 1

SĂGEŢI TEORETICE ŞI EXPERIMENTALE ALE UNOR MODELE DE DIAFRAGME DIN BETON ARMAT CU UN ŞIR DE 8 GOLURI, LA DIFERITE TREPTE DE ÎNCĂRCARE, F.

Tipul şi schema geometrică a diafragmei		Stadiul de lucru	F (t)	K (ec 3;4) (t.cm²)	K_g (ec 2) (t.cm²)	Săgeţi maxime (f)			Abateri ale valorilor înscrise în coloana 8	
						Experimentale (mm)	Teoretice			
							Cu metoda G_{ech} x) (mm)	Cu formula propusă pt. K_g xx) (mm)	xxx) %	xxxx) %
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1 Monolit cu goluri simetrice (I)	I	1	$16{,}8\cdot10^8$	$7{,}8\cdot10^8$	1,00	0,68	0,70	-30	+3
			2	$16{,}8\cdot10^8$	$7{,}8\cdot10^8$	2,83	1,36	1,40	-50	+3
		II	3	$7{,}57\cdot10^8$	$3{,}82\cdot10^8$	5,48	4,40	4,35	-20	-2
			4	$7{,}22\cdot10^8$	$3{,}65\cdot10^8$	8,68	5,30	6,10	-29	+15
	2 Monolit cu goluri simetrice (II)	I	1	$16{,}55\cdot10^8$	$7{,}7\cdot10^8$	0,80	0,71	0,70	-12	-1
			2	$16{,}55\cdot10^8$	$7{,}7\cdot10^8$	1,80	1,42	1,40	-22	-1
		II	3	$7{,}57\cdot10^8$	$3{,}82\cdot10^8$	3,90	4,40	4,35	+12	-2
			4	$7{,}22\cdot10^8$	$3{,}65\cdot10^8$	4,70	5,30	6,10	+30	+15
	3 Monolit cu goluri nesimetrice (I)	I	1	$16\cdot10^8$	$3{,}5\cdot10^8$	1,57	1,20	1,58	0	+32
			2	$16\cdot10^8$	$3{,}5\cdot10^8$	3,40	2,40	3,16	-7	+32
		II	3	$7{,}6\cdot10^8$	$2{,}77\cdot10^8$	5,80	6,50	5,94	+2	-8
			4	$7{,}22\cdot10^8$	$2{,}64\cdot10^8$	8,24	8,40	7,84	-5	-7
	4 Monolit cu goluri nesimetrice (II)	I	1	$17{,}7\cdot10^8$	$3{,}87\cdot10^8$	1,10	1,08	1,42	+29	+30
			2	$17{,}7\cdot10^8$	$3{,}87\cdot10^8$	2,70	2,16	2,84	+5	+30
		II	3	$7{,}9\cdot10^8$	$2{,}89\cdot10^8$	4,50	6,30 !	5,72	+27	-9
			4	$7{,}5\cdot10^8$	$2{,}74\cdot10^8$	6,00	8,00	7,67	+27	-4

x) Metoda modulului de elasticitate transversal echivalent (G_{ech}) descrisă în [1] şi în [5].

xx) $f = f_M + f_T = f_M + \alpha f_M = \frac{El^3}{3K_g}(1+\alpha)$; $\alpha = 0{,}7\cdot\frac{a^2}{l^2} = 0{,}08$ (corespunde secţiunii pline a diafragmei, calculat ca pentru materiale elastice)

xxx) Faţă de valorile înscrise în coloana 6.

xxxx) Faţă de valorile înscrise în coloana 7.

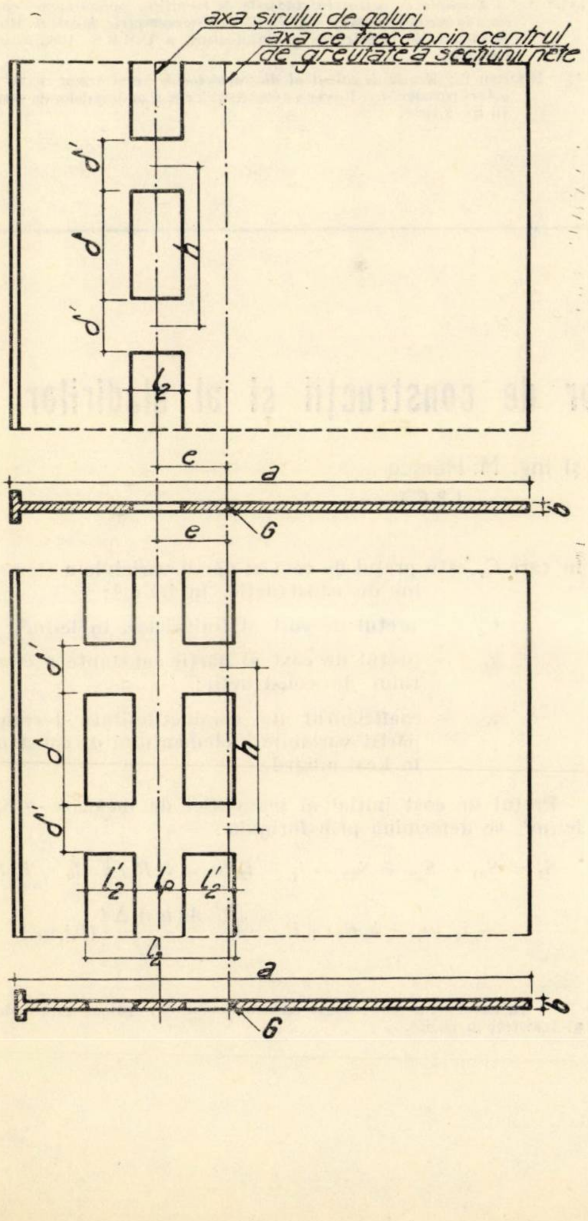
Rezultă deci că repartizarea solicitărilor orizontale la diafragmele verticale ale unei structuri de rezistenţă (în ipoteza că planşeele lucrează ca şaibe rigide), funcţie de momentul de inerţie al secţiunii nete (cum s-a menţionat mai sus), este departe de modul real de încărcare. Ca urmare a acestui mod de repartizare, diafragmelor pline li se atribuie sarcini mai mici, iar celor cu goluri, mai mari decît ar trebui, rezultînd astfel o dimensionare neraţională a acestora. Cum, în general, dimensiunile geometrice ale diafragmelor sînt dictate de condiţii de exploatare (arhitecturale, de rezemare, de termo- şi fonoizolare), apare ca neraţional dimensionată armătura.

Repartizarea sarcinilor orizontale seismice la diafragmele cu goluri, proporţional cu suma momentelor de inerţie ale tălpilor (pilaştrilor), este de asemenea departe de realitate, fiindcă în acest caz fiind neglijată conlucrarea celor două tălpi prin legăturile orizontale (buiandrugii), diferenţa între I şi I_g este prea mare, rezultînd o sarcină aferentă diafragmelor cu goluri mult mai mică decît cea reală (la diafragmele experimentale cu un şir de goluri simetrice, în acest caz $I_g/I = 0{,}094$).

În ultima perioadă au apărut unele metode simplificate privind determinarea sarcinilor orizontale seismice aferente diafragmelor cu goluri, în care se dau o serie de coeficienţi de distribuire a acestor sarcini, funcţie de numărul şirurilor de goluri [4].

Avînd în vedere interesul şi importanţa practică deosebită pe care o prezintă problema rigidităţii pentru calculul clădirilor rigidizate prin diafragme, pe baza rezultatelor experimentale obţinute în privinţa deformării diafragmelor cu goluri, şi presupunînd că aceste rezultate sînt valabile şi în situaţia reală (comparativ între diafragme pline şi cu goluri, de aceleaşi dimensiuni), în cele ce urmează se propune o formulă aproximativă pentru determinarea modulului de rigiditate al diafragmelor din beton armat cu un şir de goluri dispuse simetric sau nesimetric (fig. 1).

Fig. 1. Schema geometrică a diafragmei cu un şir de goluri (a) şi cu două şiruri de goluri (b)



Cu notaţiile din figura 1 şi figura 2 şi ţinînd seamă de factorii de care depinde rigiditatea diafragmei cu un şir de goluri şi de modul cum aceştia o influenţează, relaţia amintită este :

$$K_g = \frac{1 - \frac{r \cdot e}{a}}{\frac{l_2 \cdot \delta \cdot A_m}{\overline{k} \cdot I} + 1} \cdot K \tag{2}$$

în care :

K_g şi K sînt modulii de rigiditate pentru diafragma cu goluri, respectiv pentru diafragma plină de dimensiuni egale, corespunzătoare stadiului de lucru (I sau II) în care se face calculul şi anume :

$$K = E_b \cdot I \tag{3}$$

pentru stadiul I şi,

$$K = \frac{E_a}{\psi} \cdot A_f \cdot \beta_1 \cdot h_0^2 \tag{4}$$

pentru stadiul II (după [3]) ;

E_b şi E_a — modulii de elasticitate pentru betonul, respectiv pentru oţelul-beton folosit ;

I — momentul de inerţie al secţiunii diafragmei pline ;

A_m — $\delta' \cdot b$ — aria secţiunii buiandrugului ;

$\overline{k} = 0{,}085$; $r = 2{,}7$ pentru stadiul I şi $\overline{k} = 0{,}1$; $r = 1{,}45$ pentru stadiul II sînt coeficienţi stabiliţi pe baza rezultatelor experimentale privind deformabilitatea diafragmelor cu goluri şi ţinînd seamă de relaţiile ce există între rigidităţi şi deformaţii (ec.1).

ψ este coeficientul care ţine seamă de participarea betonului întins dintre fisuri la preluarea eforturilor şi se calculează cu relaţia dată în [3] :

$$\psi = 1 - 0{,}2\,\frac{A_{bt} \cdot R_t}{A_f \cdot \sigma_f}, \tag{5}$$

în care :

σ_f este efortul unitar în armătura întinsă în secţiunea de încastrare în fundaţie (în secţiunea cu fisură) şi se deduce din condiţiile de echilibru, după schema de eforturi în această secţiune (fig. 2) ;

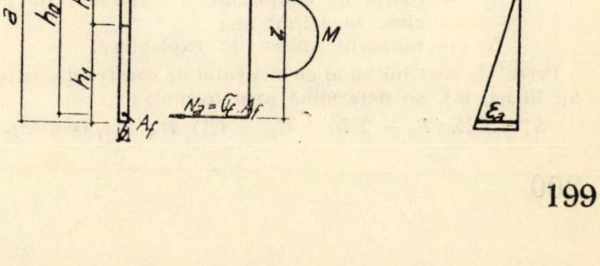
$$A_{bt} = \frac{h_1 + h_2}{2} \cdot b \tag{6}$$

R_t — rezistenţa normată de întindere în beton care se stabileşte din tabele uzuale

$$\beta_1 = (1 - \xi) \;;\; \xi = \frac{x}{h_0} \;;\; = \frac{z}{h_0}$$

Înălţimea zonei comprimate x se stabileşte uşor din condiţia ca momentul static ideal faţă de centrul de greutate al secţiunii ideale să fie nul.

Fig. 2. Schema de eforturi unitare normale în stadiul II la diafragmele cu un şir de goluri


A_f'
h_2
h_g
h_0
a
h_1
A_f
b
x
$N_a' = \sigma_f' \cdot A_f'$
$N_b = 0{,}5\,\sigma_b \cdot x \cdot b$
z
M
$N_a = \sigma_f \cdot A_f$
ε_b
x
ε_a

Cum se constată uşor din figura 1, pentru diafragmele cu goluri simetrice faţă de axa ce trece prin centrul de greutate al secţiunii nete, excentricitatea : $e = 0$ şi formula (2) se simplifică.

De asemenea este de remarcat că, în ecuaţia (2), modulul de rigiditate al diafragmei cu goluri (K_g) apare ca o fracţiune din modulul de rigiditate (K) al diafragmei pline cu aceleaşi dimensiuni şi constant în lungul diafragmei, dacă I = constant.

Aşadar, odată stabilit modulul de rigiditate cu formula (2), calculul săgeţilor şi de distribuire a forţelor orizontale (seismice) la diafragmele cu un şir de goluri se face cu uşurinţă, ca în cazul diafragmelor pline.

Experimentările au arătat că raportul săgeţilor (respectiv al rigidităţilor) diafragmelor pline şi diafragmelor cu goluri, avînd aceleaşi dimensiuni ($f/f_g = K_g/K$), are practic aceeaşi valoare în stadiile I şi II de lucru şi ca urmare se poate afirma că distribuţia încărcărilor orizontale de scurtă durată între diafragmele unei clădiri, efectuate în stadiul I rămîne valabilă şi în stadiul II.

De menţionat că formula aproximativă (2) se poate aplica şi la diafragmele cu două şiruri de goluri simetrice sau nesimetrice apropiate — la care aportul pilastrului median l_p, la sporirea rigidităţii diafragmei poate fi neglijat în calcule, acestea putînd fi considerate ca diafragme cu un singur şir de goluri la care lăţimea golului este : $l_2 = l'_2 + l_p + l''_2$ (fig. 1).

Un calcul comparativ al rigidităţilor a arătat că la diafragmele de lăţimi uzuale (7—14 m), avînd două şiruri de goluri simetrice dispuse într-o fişie centrală a diafragmei de cel mult jumătate din lăţimea sa, abaterea produsă, folosind schema de calcul cu un singur şir de goluri (cum s-a arătat mai sus), nu depăşeşte 5 % ; de asemenea, calculul a arătat că la aceste diaframe abaterea de 5 % nu este depăşită nici în cazul cînd cele două şiruri de goluri sînt nesimetrice, se află în aceeaşi fîşie centrală, iar lăţimea pilastrului median : $l_p \leqslant 1{,}2$ m.

În tabela 1 sînt prezentate valori ale săgeţilor unor modele de diafragme din beton armat experimentate, calculate pentru diferite trepte de încărcare (F) cu metodele rezistenţei materialelor (ca pentru diafragme pline) luînd în calcul modulul de rigiditate (K_g) conform formulei (2), comparativ cu săgeţile experimentale şi cu cele obţinute prin metoda modulului de elasticitate transversal echivalent [1], [5].

Cum se vede din tabela 1, valorile săgeţilor calculate în baza formulei (2) concordă satisfăcător atît cu cele calculate cu metoda modulului de elasticitate transversal echivalent, cît şi cu cele experimentale.

CONCLUZII

Calculul săgeţilor şi repartizarea solicitărilor orizontale seismice la diafragmele verticale din beton armat cu un şir (sau cu două şiruri apropiate) de goluri simetrice sau nesimetrice, în baza formulei aproximative propuse (2) pentru modulul de rigiditate al acestor diafragme, este mult mai aproape de situaţia reală decît calculul cu metodele în care betonul este considerat un material elastic ; în acelaşi timp, acest calcul este uşor aplicabil pentru practica de proiectare.

Folosind această relaţie pentru stabilirea rigidităţilor, se obţine o distribuire mai raţională a forţelor orizontale la diafragmele verticale ale unei clădiri şi ca urmare o dimensionare mai raţională a diafragmelor (cu eventuale economii de oţel) şi o sporire a siguranţei construcţiei.

Bibliografie

[1]. Arcan M. : *O metodă de calcul al diafragmelor de rigidizare cu un şir de goluri*. Studii şi cercetări de mecanică aplicată. Academia R. P. Română 1962, nr. 2.

[2]. Brânzan I. : *Rezistenţa diafragmelor din panouri mari*. Buletinul INCERC – ISCAS, nr. 4, 1962.

]3]. Nicolau V. : *Betonul armat* : Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

[4].* * * : *Exemple de calcul la clădirile de locuit din panouri mari cu multe etaje la acţiuni seismice şi indicaţii pentru exemplele de calcul*. Moscova, Academia de Construcţii şi Arhitectură a U.R.S.S., 1962 (traducere CSCAS).

[5]. Brânzan I. : *Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un şir de goluri rectangulare*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii nr. 2,1968.

Calculul termoeconomic al elementelor de construcţii şi al clădirilor

Ing. E. Dimitriu-Vîlcea şi ing. M. Herşcu
INCERC I.P.C.T.

A. PRINCIPII DE BAZĂ PRIVIND DIMENSIONAREA TERMOECONOMICĂ A ELEMENTELOR EXTERIOARE DE CONSTRUCŢII

1. Preţul de cost al elementelor exterioare de construcţii

Preţul de cost total al unui element de construcţii se stabileşte pe baza formulei :

$$S = S_1 + S_2 + S_3 N \quad (\text{lei/m}^2) \tag{1}$$

în care S_1 este costul iniţial al elementului de construcţie exterior, în lei/m² ;

S_2 — costul iniţial al instalaţiei de încălzire, în lei/m² ;

S_3 — costul de exploatare a instalaţiei de încălzire, în lei/m² an ;

N — numărul anilor de exploatare.

Preţul de cost iniţial al elementului de construcţie exterior S_1, în lei/ m², se determină prin formula :

$$S_1^* = C_1'\lambda\,(R_0 - \Sigma R) + C_2'' = C_1'\lambda\, R_0 + s_1 \quad (\text{lei/m}^2) \tag{2}$$

în care C_1' este preţul de cost al părţii variabile a elementului de construcţie, în lei/m³ ;

C_2'' — preţul de cost al finisajelor, în lei/m² ;

s_1 — preţul de cost al părţii constante a elementului de construcţii ;

λ — coeficientul de conductibilitate termică al părţii variabile a elementului de construcţie, în kcal/mhgrd.

Preţul de cost iniţial al instalaţiei de încălzire — S_2, în lei/m², se determină prin formula :

$$S_2 = S_{21} + S_{22} + S_{23} = i_1 + i_2\,(a_1 - b_1 R_0)\sqrt{R_0} + i_3 R_0 + i_4\,(a_2 - b_2 R_0)\sqrt{R_0} + i_5\,\frac{A_0\, m n\, \Delta t}{R_0}\,(\text{lei/m}^2) \tag{3}$$

---

[*] În cazul ferestrelor, acest termen devine C_1, egal cu preţul de cost al ferestrei în lei/m².

în care:

$S_{21} = i_1 + i_2 (a_1 - b_1R_0) \sqrt{R_0} + i_3R_0$ – costul instalaţiilor interioare, în lei/m²

unde:

i_1 este indicele de cost al corpurilor de încălzire, în lei/kcal h^{-1};

i_2 – indicele de cost al conductelor, armăturilor, izolaţiilor, conductelor, vopsitoriilor, în lei/kcal h^{-1};

a_1, b_1 – coeficienţii de corecţie, care ţin seamă de sortimentul de conducte, determinaţi prin formula:

$$\varphi_1 = a_1 - b_1R_0 \tag{4}$$

i_3 – indicele de cost al părţii constante a instalaţiei interioare, în lei/kcal h^{-1};

$S_{22} = i_4 (a_2 - a_2 R_0) \sqrt{R_0}$ – costul reţelei exterioare, în lei/kcal h^{-1}

unde

i_4 este indicele de cost al reţelelor exterioare, în lei/kcal h^{-1};

a_2, b_2 – coeficienţi de corecţie cu aceeaşi semnificaţie cu a_1, b_1, determinaţi prin formula:

$$\varphi_2 = a_2 - b_2R_0 \tag{5}$$

$S_{23} = i_5 =$ costul sursei de căldură (centrala termică) în lei/kcal h^{-1};

A_0 – adaosurile la pierderile de căldură;

m – indicele inerţiei termice a elementului de construcţie exterior, în conformitate cu STAS E 6472-61;

Δt – diferenţa de temperatură între aerul interior şi cel exterior, în grd;

n – coeficient în funcţie de tipul elementului de construcţie, conform cu STAS E 6472-61; pentru pereţi exteriori, planşee-terasă, ferestre, $n = 1$.

În expresia (3) mărimea unei instalaţii de încălzire intervine prin rezistenţa sa globală R_0 de transmisia căldurii faţă de o mărime de instalaţie de încălzire etalon cu rezistenţa de transmisie termică globală etalon R_e, considerat ca o medie ponderată pentru o clădire cu $R_0 = 0{,}625$ m²hgrd/kcal ($k = 1{,}6$ kcal/m²hgrd.

Variaţia indicelui i_2 s-a considerat în ipoteza menţinerii constante a pierderilor de presiune, proporţionale cu rădăcina pătratelor a rapoartelor debitelor, deci a sarcinilor termice.

Coeficientul $\varphi_1 = (a_1 - b_1R_0)$ de care este afectată variaţia indicelui i_2, ţine seamă de faptul că datorită gamei discontinue de dimensiuni de ţeavă, este practic imposibil să se obţină aceeaşi cădere de presiune cu aceeaşi configuraţie geometrică, dar cu sarcini termice variind într-un domeniu foarte larg ($k = 0{,}25...5$ kcal/m²hgrd).

Coeficientul de corecţie φ_2 care afectează variaţia indicelui i_4 are aceeaşi semnificaţie cu cea arătată la costul conductelor şi armăturilor de la instalaţiile interioare.

Costul sursei de căldură s-a calculat în ipoteza că variaţia rezistenţei la transmisia termică a construcţiei echivalează cu variaţia sarcinii termice a ansamblului şi că centrala termică nu-şi modifică capacitatea, elementul variabil fiind numărul de apartamente alimentate cu căldură, adică indicele de investiţie în centrala termică raportat la unitatea orară de căldură este invariabil cu rezistenţa termică.

Valoarea indicelui i_5 se dă pentru tipul de încălzire centrală termică sau termoficare şi pentru cele trei variante de combustibil considerate: gaz, combustibil special, cărbune.

Costul combustibilului pentru încălzire şi pomparea agentului încălzitor este dat de formula:

$$S_3 = S_{31} + S_{32} = \left(e_1 \frac{N_t}{\eta q} + e_2 \frac{j_1}{j_2 + j_3R_0}\right)\frac{1}{R_0} N_t \tag{6}$$

în care

$S_{31} = e_1\dfrac{N_t}{\eta q}, \dfrac{1}{R_0}$ preţul de cost al combustibilului consumat pentru încălzire, în lei/m² an;

unde

e_1 este costul specific al combustibilului convenţional în lei/kg combustibil convenţional;

η – randamentul instalaţiei de ardere, egal cu 0,7;

q este puterea calorifică a combustibilului, egală cu 7 000 kcal/kg;

N_t – numărul de grade – ore pentru încălzire, în grd h/an;

$S_{32} = e_2 \dfrac{j_1}{j_2 + j_3R_0} \dfrac{1}{R_0}$ – preţul de cost al energiei electrice consumate pentru pomparea agentului încălzitor, în lei/m² an

unde

e_2 este preţul de cost specific al energiei electrice consumate pentru prepararea agentului încălzitor, în lei grdh/kcal an;

j_1, j_2, j_3 – coeficienţi în funcţie de necesarul de căldură pentru încălzire şi apă caldă menajeră, care sînt legaţi prin relaţia:

$$I = \frac{j_1}{j_2 + j_3R_0} \tag{7}$$

I – cota-parte a consumului de căldură pentru încălzire din consumul total (încălzire + preparare apă caldă menajeră) în %.

La calculul cheltuielilor pentru energia electrică şi personal s-a stabilit cota-parte a încălzirii din totalul necesarului de căldură, luîndu-se ca bază consumurile de căldură anuale pentru încălzire şi apă caldă menajeră pentru apartamentul convenţional.

Costul combustibilului depinde de natura acestuia: gaz, combustibil special, cărbune.

Notîndu-se:

$$\begin{aligned}
&C_1 = C_1' \\
&C_2 = (i_1 + i_5)\ A_0\Delta t \\
&C_3 = \frac{1}{2}(i_2 + a_1 + i_4a_2)\ A_0\ \Delta t \\
&C_4 = \frac{1}{2}(i_2b_1 + i_4b_2)\ A_0\ \Delta t \\
&C_5 = e_1\frac{N_t}{\eta_q} \\
&C_6 = C_6'C_7' &&C_6' = j_1 e_2 \\
&C_7 = C_8' &&C_7' = j_1 \\
&C_8 = C_7'^2 &&C_8' = j_2 \\
&C_9 = 2C_7' C_8' \\
&C_{10} = C_8'^2.
\end{aligned} \tag{8}$$

Se obţine relaţia preţului de cost total al elementului de construcţie exterior

$$\begin{aligned}
S &= C_1R_0 + m\frac{C_2}{R_0} + 2m\, C_3 \sqrt{R_0} - 2mC_4 \sqrt{R_0^3} + NC_5 = \\
&= \frac{1}{R_0} + N \frac{C_6'}{C_7' + C_8'R_0}\ \frac{1}{R_0} + S_1 + S_2\ (\text{lei/m}^2)
\end{aligned} \tag{9}$$

2. Ecuaţia rezistenţei la transmisia termică optimă a elementelor exterioare de construcţie

Condiţia ca S să fie minim este ca derivata lui S în raport cu R_0 să fie nulă:

$$\begin{aligned}
\frac{\partial s}{\partial R_0} &= C_1 - m\frac{C_2}{R_0^2} - m\ \frac{C_3}{\sqrt{R_0^3}} + mC_4\frac{1}{\sqrt{R^0}} - \frac{NC_5}{R_0^2} - \\
&- \frac{C_6' C_7' + C_8'R_0}{R_0^2\,(C_7'^2 + 2C_7' C_8'R_0 + C_8'^2 R_0^2)} N = 0.
\end{aligned}$$

Ecuaţia de bază este:

$$\begin{aligned}
C_1 &- \frac{mC_2 + NC_5}{R_0^2} - \frac{mC_3}{\sqrt{R_0^3}} + \frac{mC_4}{R_0} - \frac{C_6\ N}{R_0^2\,(C_8 + C_9R_0 + C_{10}R_0^2)} - \\
&- \frac{C_7\ N}{R_0(C_8 + C_9R_0 + C_1R_0^2)} = 0
\end{aligned} \tag{10}$$

B. PROCEDEUL DE CALCUL TERMOECONOMIC

1. Stabilirea rezistenţei la transmisia termică optimă termoeconomică

În ecuaţia (9), coeficienţii $C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, C_7, C_8, C_9, C_{10}$ sînt constante date în funcţie de sistemul de încălzire şi regimul de încălzire şi combustibil folosit.

Tabela 1

Valorile coeficienţilor ecuaţiei (10)

Nr. crt.	Denumirea tipului de încălzire	Coeficienţi												
		C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8	C_9	C_{10}	A_0	C_6'	C_7'	C_8'
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
	I. Centrală termică (CT) *A. Funcţionare continuă* — 24 ore													
1.	gaze	23,50	12,70	1,95	2,72	7,77	5,30	39,7	66,8	28,10	1,215			
2.	păcură	23,50	12,70	1,95	4,64	8,47	5,30	39,7	66,8	28,10	1,215			
	B. Funcţionare discontinuă — 14 ore													
3.	gaze	26,40	14,28	2,19	2,72	7,77	5,30	39,7	66,8	28,10	1,365			
4.	păcură	26,40	14,28	2,19	4,64	8,47	5,30	39,7	66,8	28,10	1,365	1,20	6,30	5,30
	C. Funcţionare discontinuă după program — 9 ore													
5.	gaze	28,30	15,32	2,35	2,72	7,77	5,30	39,7	66,8	28,10	1,465			
6.	*II. Termoficare* (T)	23,50	12,70	1,95	2,44	—	—	—	—	—	1,215	—	—	—

Aceşti coeficienţi sînt daţi în tabela 1 pentru zona a II-a de temperaturi exterioare de calcul ($t_e = -15°C$).

Cu coeficienţii C_2, C_3, C_4, C_5 din tabela 1 pentru diferite valori ale coeficienţilor $C_1 = 10$; 20; 30; 40; 50; 60; 70; 80; 90; 100 etc. lei/hgrd/m²kcal, $N = 6$; 12; 24; 36 ani şi $m = 1,0$; 1,10; 1,20 (în funcţie de inerţia termică a elementului de construcţie) au fost determinate valorile rezistenţei la transmisia termică optimă $R_{0\,opt}$ din punct de vedere termoeconomic a elementelor de construcţie, arătate în figura 1 pentru încălzire prin termoficare şi în figura 2 pentru încălzire cu centrală termică cu păcură, cu întreruperi de 10 ore pe zi.

Aceste valori $R_{0\,opt}$ satisfac ecuaţia (10) pentru valorile date C_1, N, m.

Se constată că cu ajutorul ecuaţiei (10) se poate stabili valoarea R_{0opt} pentru orice tip de element de construcţie cu goluri de uşi şi ferestre, în orice caz pe baza unor coeficienţi C_1 medii realizaţi prin ponderarea coeficienţilor caracteristici pentru fiecare element de construcţie exterior în parte (perete exterior sau fereastră exterioară).

De asemenea se menţionează că valoarea R_0 optimă se alege ca valoarea cea mai mare dintre valoarea $R_{0\,opt}$ rezultată pe baza ecuaţiei (10) din punct de vedere termoeconomic, valoarea $R_{0\,nec}$ pentru satisfacerea cerinţelor minime sanitare igienice şi valoarea R_0 determinată pentru satisfacerea cerinţelor optime din punct de vedere al confortului termic pe baza ecuaţiei :

$$R_0 = \frac{m}{\dfrac{\Delta V_{r,\,adm}}{\Delta_t\, f_{PE}\left(R_i - A_0 \Delta t_R \dfrac{f_r}{qR}\right)} - \dfrac{f_{PE}}{f_{PE}} m_{FE} \dfrac{1}{R_{OF}}} \quad \text{m}^2\text{h grd/kcal} \tag{11}$$

în care

m este coeficientul de masivitate termică al peretelui exterior, conform cu STAS E 6472-61 ;

m_{FE} — coeficientul de masivitate termică al ferestrei exterioare, egală cu 1,20 ;

$\Delta V_{r,\,adm}$ — diferenţa de temperatură admisibilă, în grd, necesară pentru îndeplinirea condiţiilor de confort optim ;

Δt — diferenţa de temperatură între aerul interior şi cel exterior, în grd, conform cu harta anexă din STAS E 6472-61 ;

A_0 — adaosul la pierderile de căldură, conform cu tabela 1 ;

f_r — suprafaţa unui element al aparatului de încălzire din încăpere, în m² ;

q_R — cantitatea de căldură debitată de un element al aparatului de încălzire din încăpere, în kcal/m² ;

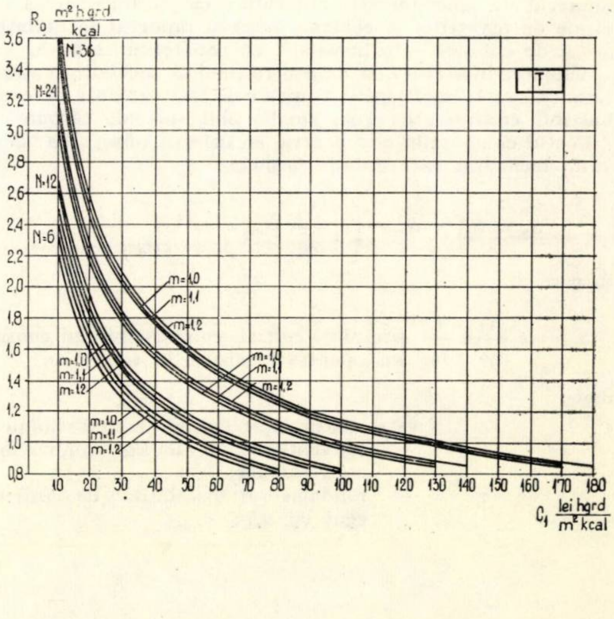
Δt_R — diferenţa între temperatura medie a agentului încălzitor al aparatului de încălzire şi temperatura aerului interior, în grd, egală cu 60 grd ;

f_{PE}, f_{FE} — raporturile respective între suprafeţele peretelui interior şi ferestrei exterioare şi suprafaţa totală a încăperii :

R_{OF} — rezistenţa la transmisia termică a ferestrei exterioare în m²hgrd/kcal, în funcţie de tipul ferestrei conform cu STAS 1907/51.

Ecuaţia (11) este valabilă în cazul amplasării radiatorului pe peretele exterior.

Fig. 1



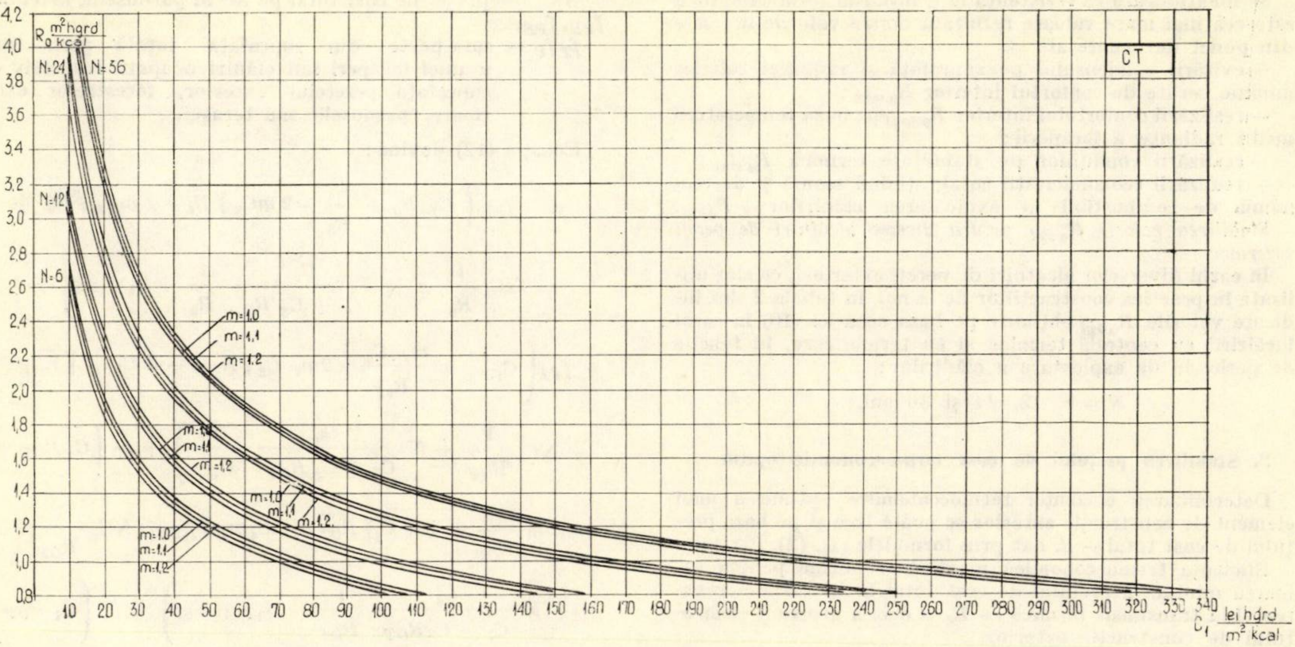


Fig. 2

Tabela 2

Valorile rezistenţei la transmisia termică optimă din punct de vedere termoeconomic pentru diverse tipuri de pereţi exterior

	Costul materialului	Coeficient de conductivitate termică	Coeficientul	Rezistenţa la transmisia termică optimă pentru încălzire prin termoficare – *T*; încălzire prin centrală termică – *CT* cu păcură 14 ore funcţionare la exploatare într-un număr de ani *N* de:								
				6	12	24	36	6	12	24	36	
	C_1'	λ	C_1	$R_{0\,opt}$ m² hgrd/k cal								m
	lei/m³	hcal/mhgrd	lei hgrd / m²kcal	*T*				*CT*				
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1. Cărămidă plină	270,88	0,70	190	0,83	0,83	0,83	0,83	0,83	0,83	0,86	1,04	1,0
2. Cărămidă tip GVP 290×140×88	269,21	0,57	154	0,83	0,83	0,83	0,89	0,83	0,83	0,98	1,17	1,0
3. Blocuri ceramice cu goluri verticale	273,52	0,45	123	0,83	0,83	0,88	1,00	0,83	0,90	1,14	1,33	1,10
4. Blocuri mici de beton uşor cu deşeuri ceramice	253,60	0,43	113	0,83	0,83	0,92	1,06	0,83	0,94	1,18	1,38	1,10
5. Blocuri mici de beton uşor cu granulit tip C_1	253,60	0,38	100	0,83	0,83	0,98	1,12	0,83	0,99	1,26	1,46	1,10
6. Blocuri mici beton celular autoclavizat	291,08	0,31	90	0,83	0,86	1,04	1,18	0,88	1,05	1,32	1,54	1,10
7. Polistiren celular şi ignifugat între pereţi de zidărie din cărămidă	636,50	0,035	23	1,58	1,76	2,10	2,40	1,86	2,16	2,67	3,14	1,20
8. Plăci semirigide de vată minerală între pereţi de zidărie din cărămidă	571,00	0,075	43	1,10	1,26	1,50	1,72	1,30	1,52	1,92	2,24	1,10
9. Plăci termoizolatoare beton celular autoclavizat între pereţi de zidărie din cărămidă	385,50	0,17	66	0,88	1,01	1,22	1,38	1,04	1,24	1,55	1,81	1,10
10. Plăci polistiren celular şi ignifugat în panouri mari	593,00	0,035	81	1,66	1,85	2,20	2,25	2,94	2,28	2,80	3,28	1,20
11. Plăci semirigide vată minerală în panouri mari	593,00	0,075	45	1,08	1,23	1,48	1,70	1,26	1,50	1,88	2,19	1,10
12. Plăci termoizolatoare beton celular autoclavizat în panouri mari	302,00	0,17	51	1,01	1,15	1,39	1,58	1,19	1,40	1,77	2,08	1,10

Se menţionează că rezistenţa la transmisia termică optimă este cea mai mare valoare rezultată dintre valorile necesare din punct de vedere al:

— evitării condensului pe suprafaţă şi radiaţiei calorice minime cerute de confortul interior $R_{0\,min}$;

— realizării confortului interior $R_{0\,conf}$ pe baza temperaturii medii radiante a încăperii;

— realizării condiţiilor de stabilitate termică $R_{0\,stab}$;

— realizării economicităţii totale, ţinînd seamă şi de economia de combustibil la exploatarea clădirilor — $R_{0\,opt}$.

Stabilirea valorii $R_{0\,opt}$ pentru diverse alcătuiri de pereţi exteriori

În cazul diverselor alcătuiri de pereţi exteriori, ce sînt utilizate în practica construcţiilor de la noi, în tabela 2 sînt indicate valorile $R_{0\,opt}$ obţinute pe baza ecuaţiei (10) în cazul încălzirii cu centrală termică şi cu termoficare, în funcţie de perioada de exploatare a clădirilor:

$$N = 6,\ 12,\ 24 \text{ şi } 36 \text{ ani.}$$

2. Stabilirea preţului de cost termoeconomic optim

Determinarea eficienţei termoeconomice optime a unui element de construcţie exterior se poate face şi pe baza preţului de cost total — S, dat prin formulele (1), (2), (3) şi (6).

Eficienţa termoeconomică maximă se obţine pentru valoarea minimă a preţului de cost total S, la variaţia rezistenţei la transmisie termică — R_0 şi deci a grosimii elementului de construcţie exterior.

Avantajul acestei metode constă în faptul că se pot stabili atît eficienţa termoeconomică pe unitatea de suprafaţă a elementelor de construcţie exterioare propriu-zise, cît şi cea medie pe unitatea de suprafaţă a elementelor de construcţie exterioare ale încăperilor, apartamentelor sau chiar clădirilor care se realizează cu aceste elemente de construcţie, la variaţia rezistenţei la transmisia termică R_0 a acestora.

Acesta permite compararea unor costuri totale de construcţie, prin care, dat fiind ponderea mare a ferestrelor, se pot obţine rezultate cantitative diferite faţă de compararea costurilor totale ale elementului de construcţie considerat separat.

Costul total mediu al elementelor perimetrale de construcţie a unei încăperi sau clădiri este egal cu:

$$S = S_{PE}\, f_{PE} + S_{FE}\, f_{FE} + S_T\, f_T + S_P\, f_P \text{ lei/m}^2 \qquad (12)$$

în care

S_{PE} este preţul de cost pe m² al peretelui exterior, în lei/m²;

S_{FE} — preţul de cost pe m² al ferestrei exterioare, în lei/m²;

S_T — preţul de cost total pe m² al terasei (sau acoperişului), în lei/m²;

S_P — preţul de cost total pe m² al pardoselii, în lei/m²;

f_{PE}, f_{FE}, f_T f_P — cota-parte din suprafaţa totală perimetrală a unei încăperi sau clădiri ocupate respectiv de suprafaţa peretelui exterior, ferestrelor exterioare, pardoselii sau terasei.

Ecuaţia (12) devine:

$$S = f_{PE}\left(C_1\, R_0 + \frac{C_2}{R_0} + 2\,mC_3\sqrt{R_0} - 2\,mC_4\sqrt{R_0^3} + \right.$$
$$\left. + NC_5\frac{1}{R_0} + N\,\frac{C_6}{C_7 + C_8\,R_O}\,\frac{1}{R_0} + S_1 + S_2\right) +$$
$$+ f_{FE}\left(C_{1FE} + \frac{m_F\,C_2}{R_{0F}} + 2m_F\,C_3\sqrt{R_{OF}} - 2\,C_{4FE}\sqrt{R_{CF}^3} + \right.$$
$$\left. + NC_5\,\frac{1}{R_{OF}} + N\,\frac{C_6'}{C_7' + C_8'\,R_{OF}}\,\frac{1}{R_{OF}}\right) + f_T\left(C_1\,R_{OT} + \right.$$
$$+ m\,\frac{C_{2}O}{R_{OT}} + 2m\;C_3\sqrt{R_{OT}} - 2C_4 m_T\sqrt{{}_{OT}^3} + NC_5\,\frac{1}{R_{OT}} +$$
$$\left. + N\,\frac{C_6}{C_7' + C_8' R_{OT}}\;\frac{1}{R_{OT}} + S_{1T} + S_{2T}\right) + f_P\left(C_1\,R_{OP} + \right.$$
$$+ \frac{m_P\,C_2}{R_{OP}} + 2\,m_P\,C_3\sqrt{R_{OP}} - 2m_P\,C_4 + \sqrt{N_{OP}^3} + N\,C_5\,\frac{1}{R_{OP}} +$$
$$\left. + N\,\frac{C_6'}{C_7' + C_8' R_{OP}}\;\frac{1}{R_{OP}} + S_{1P} + S_{2P}\right) \qquad (13)$$

$$S = f_{PE}\,C_1\,R_{OPT} + f_{FE}\;C_{1FE} + f_T\,C_{1T}\,R_{OT} + f_P\,C_{1P}\,R_{OP} +$$
$$+ S_1 + S_2 + S_{1T} + S_{2T} + S_{1P} + S_{2P} +$$
$$(C_2RC_5)\left(m\frac{f_{PE}}{R_{oopt}} + m\,\frac{f_{FE}}{R_{OF}} + m\,\frac{f_T}{T\,R_{OTopt}} + n_P\,\frac{f_P}{R_{OP}}\,m_P\right) -$$
$$- 2\,C_4\,(f_{PE}\,m\sqrt{R_0^3} + f_{PE}m_F\sqrt{R_{OF}^3} + f_T\,m_T\sqrt{R_{OT}^3} +$$
$$+ n_P m_P\sqrt{R_{OP}^3}) + NC_6' + \left(\frac{f_{PE}}{C_7' + C_8'\;R_0} + \frac{f_{FE}}{C_7' + C_8'\;R_{EF}} + \right.$$
$$\left. + n\,\frac{f_T}{C_7' + C_8'\;R_{OT}} + n\,\frac{f_P}{C_7' + C_8'\;R_{OP}}\right) \qquad (14)$$

Fig. 3 a

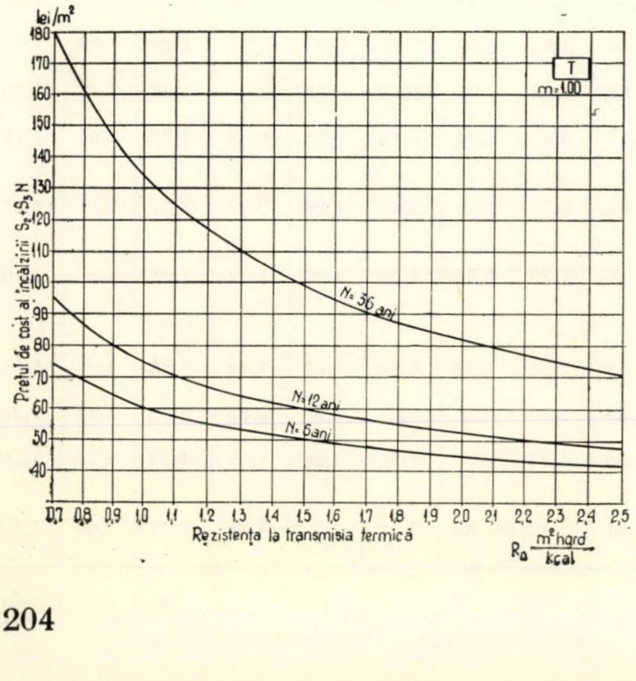
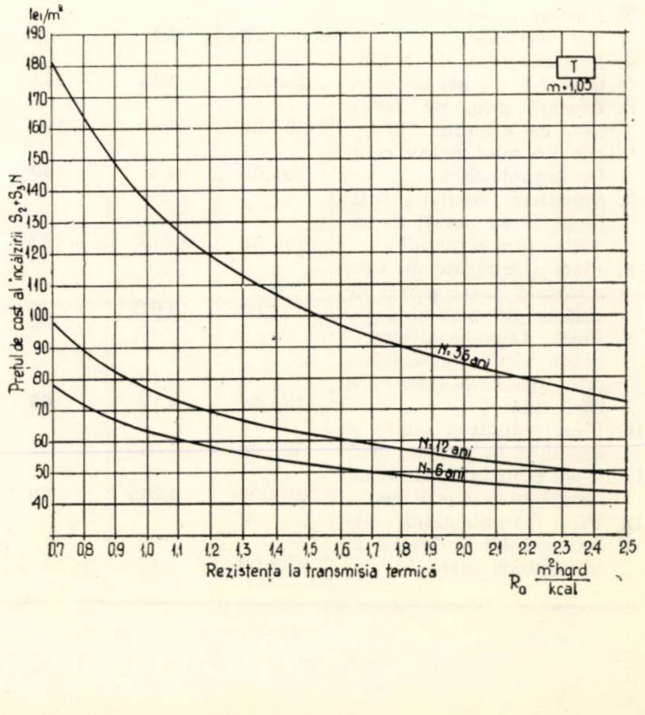


Fig. 3 b



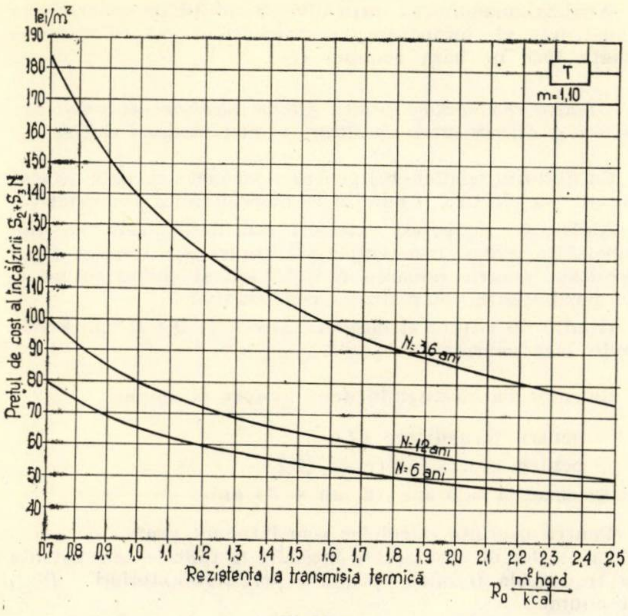


Fig. 3 c

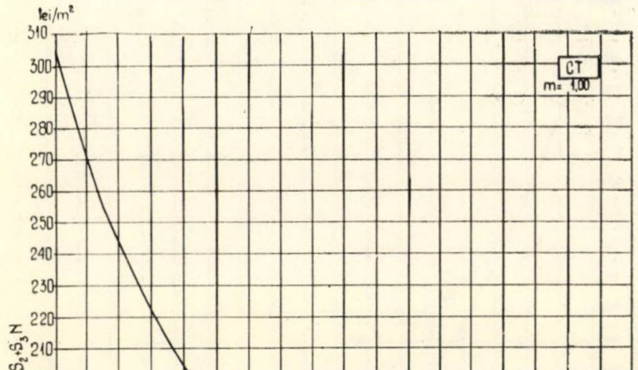
R_0 este rezistența la transmisia termică a pereților exteriori, în m²hgrd/kcal;

R_{OT} — rezistența la transmisia termică a ferestrelor, în m²hgrd/kcal;

R_{OP} — rezistența la transmisia termică a pardoselii, în m²hgrd/kcal

C_{1FE} — prețul de cost al ferestrelor, în lei/m²;

Fig. 4 a



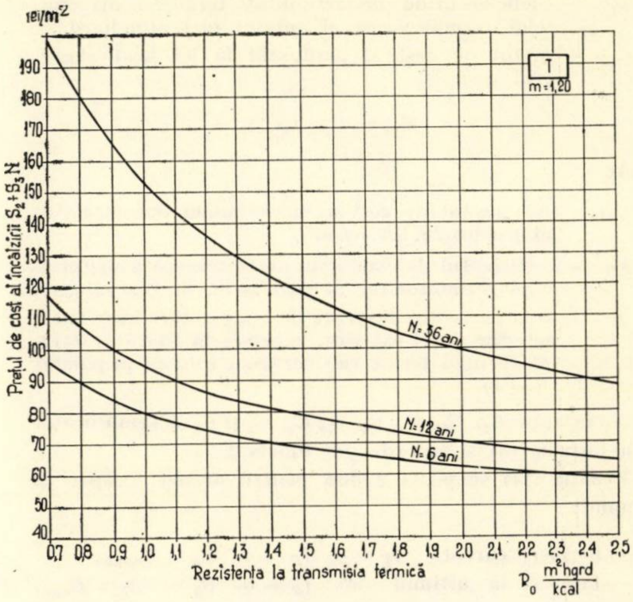


Fig. 3 d

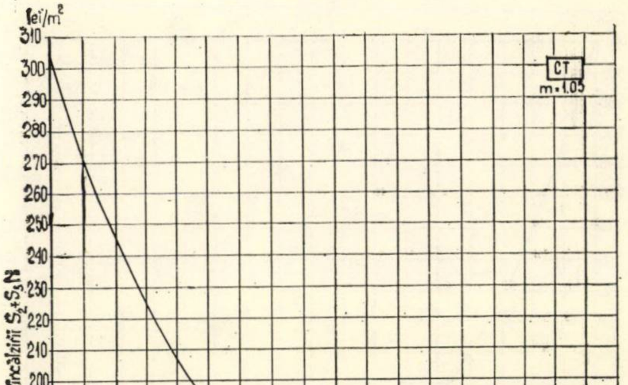
C_{1T} — prețul de cost al terasei, în lei/kcal/m⁴ hgrd egal cu

$$C_{1T} = C'_{1T}\, \lambda_T \qquad (15)$$

unde

C_{1T} este prețul de cost al materialului termoizolator al terasei, în lei/m³;

Fig. 4 b



λ_T — coeficientul de conductibilitate termică a materialului termoizolator al terasei în kcal/m hgrd;

C_{1P} — prețul de cost al pardoselii în lei kcal/mhgrd, egal cu:

$$C_{1P} = C'_{1P}\lambda_P$$

unde

C_{1P} — este prețul de cost al materialului termoizolator al pardoselii, în lei/m^3;

λ_P — coeficientul de conductibilitate termică a materialului termoizolator al pardoselii, în kcal/mhgrd;

n — cota-parte din diferența de temperatură între aerul interior și cel exterior, cuprinse în STAS E 6412-61 (pentru terase sau pentru pardoseli pe pămînt $n = 1$).

Coeficienții C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, C_7 și C_8 au semnificația din formula (8) și valorile din tabela 1.

Ecuația (14) se poate utiliza pentru diverse încăperi și anume:

— încăperi curente: $f_T = 0$, $f_P = 0$, $R_0 = R_{0opt}$;

— încăperi la ultimul etaj: $f_P = 0$, $R_0 = R_{OT} = R_{0opt}$ (pentru $n = 1$):

— încăperi la parter: $f_T = 0$, $R_0 = R_{OP} = R_{0opt}$ (pentru $n = 1$).

Valoarea minimă S_{min} se obține prin introducerea în ecuația (14) a valorilor optime R_{0opt}, R_{OFopt}, R_{OTopt}, R_{OPopt} rezultate pe baza ecuației (11).

Analiza comparativă între diverse soluții de elemente de construcții ale încăperilor, apartamentelor sau clădirilor se poate face pe baza ecuației (14).

Analiza comparativă pentru diverse alcătuiri de pereți exteriori și diferite grade de vitrare a unei încăperi curente

Cu ajutorul relației (12) pentru o încăpere curentă de etaj curent s-a efectuat o analiză termoeconomică comparativă.

Alcătuirile de pereți exteriori considerați sînt cele din tabela 2, avînd rezistențele la transmisie termică R_{0opt} rezultate pentru valoarea $N = 12$ ani și ținînd seamă și de posibilitățile de realizare constructivă.

Gradul de vitrare al încăperii este 0,2; 0,4 și 0,6. Ferestrele sînt considerate duble.

Calculul s-a efectuat în două ipoteze și anume:

— pentru termoficare (T) și

— pentru centrală termică (CT)

și în cazul $N = 6$ ani, 12 ani și 36 ani.

Pentru ușurința calculelor s-au întocmit grafice de calcul al prețurilor de cost pentru încălzire în funcție de rezistența la transmisia termică optimă a pereților exteriori — R_{0opt} și anume:

— în cazul termoficării T — (fig. 3 a — pentru $m = 1{,}00$); b — pentru $m = 1{,}05$; c — pentru $m = 1{,}10$; d — pentru $m = 1{,}20$);

— în cazul centralei termice CT — (fig. 4 a — pentru $m = 1$; b — pentru $m = 1{,}05$; c — pentru $m = 1{,}10$; d — pentru $m = 1{,}20$).

Fig. 4 c

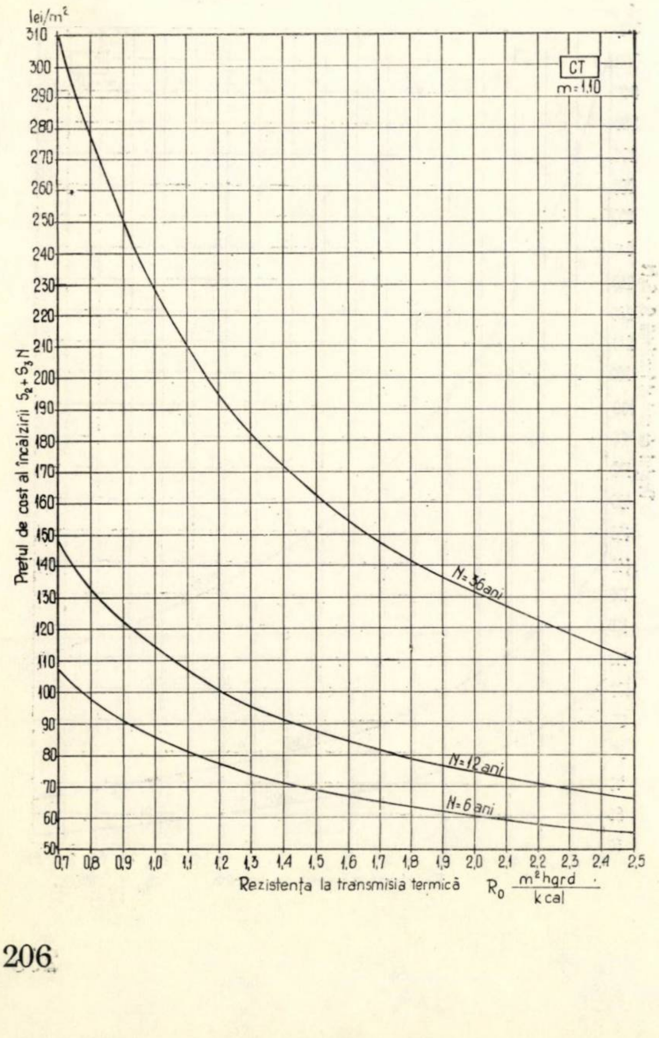
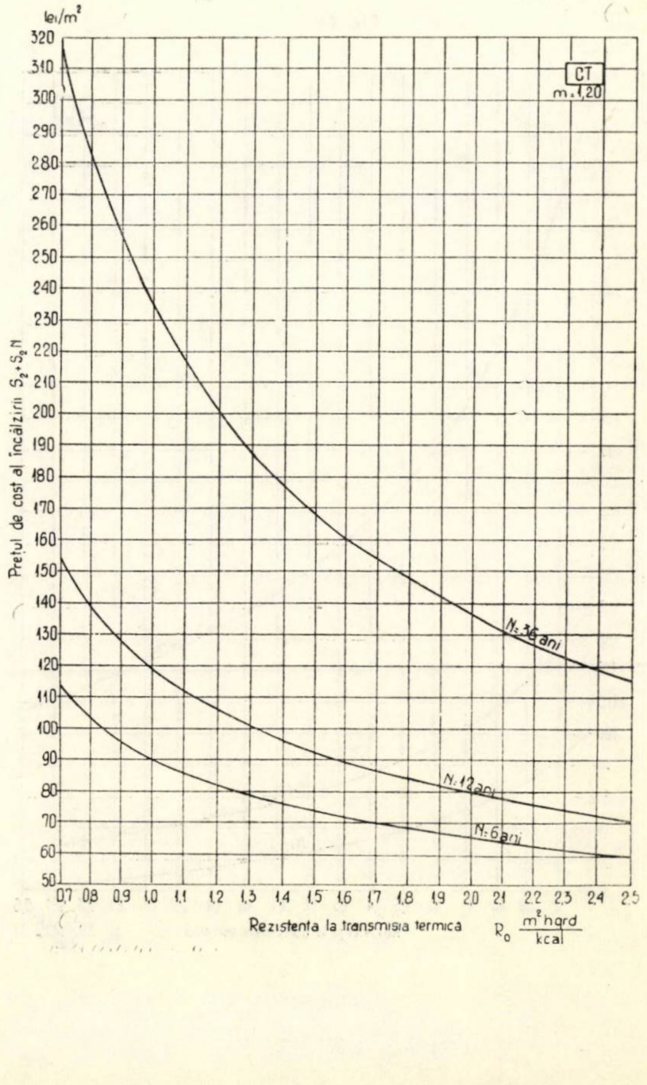


Fig. 4 d



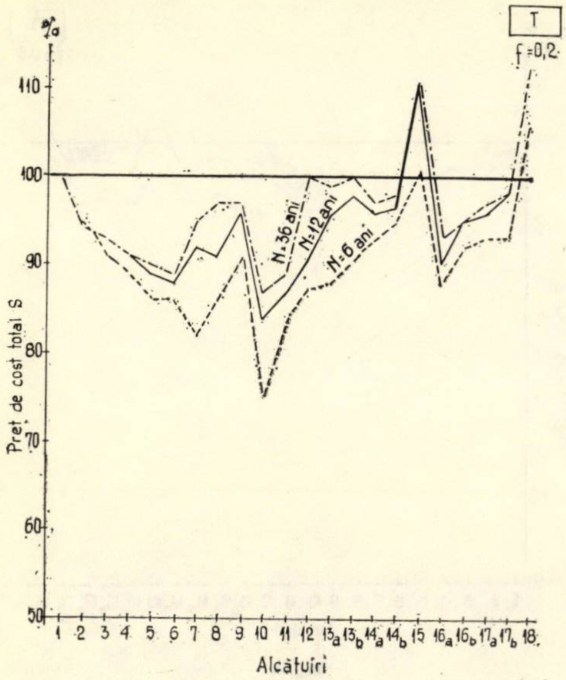


Fig. 5 a

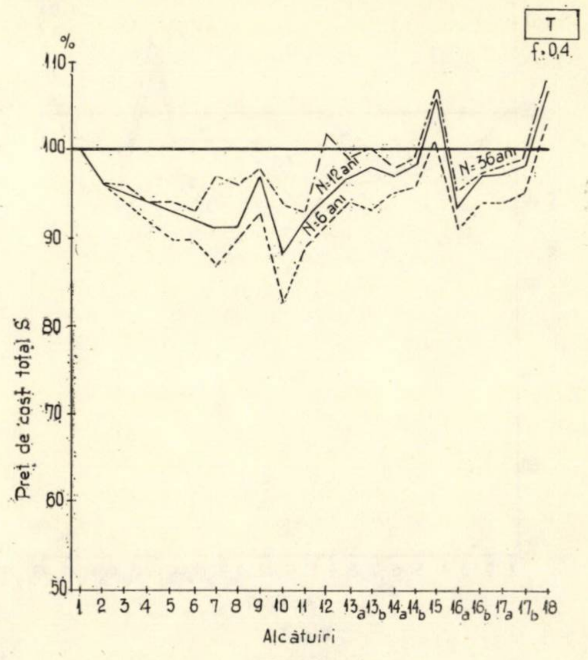


Fig. 5 b

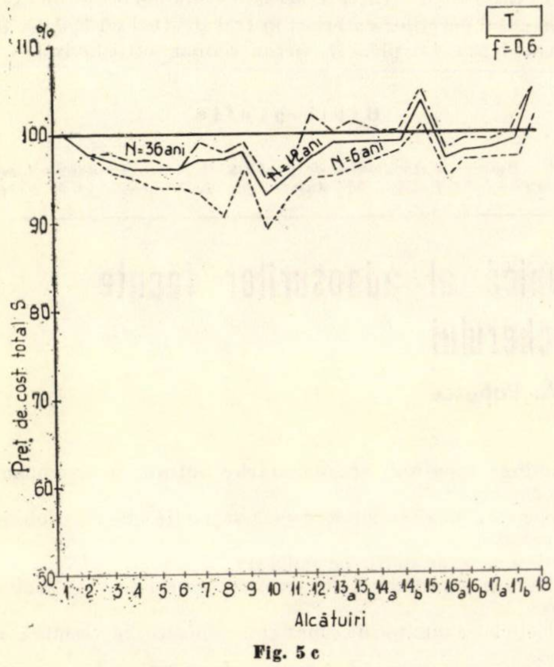


Fig. 5 c

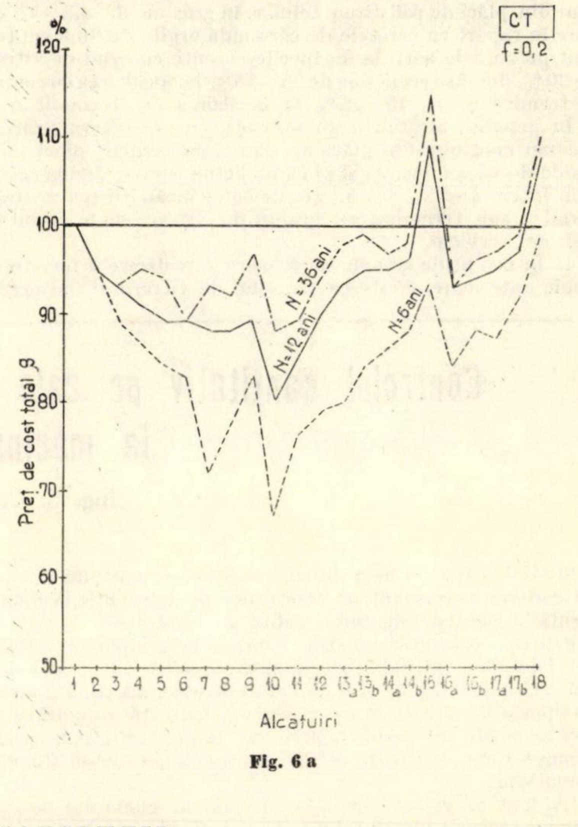


Fig. 6 a

Pe baza preţurilor de cost ale plinurilor pereţilor exteriori s-au calculat preţurile de cost totale ale pereţilor vitraţi, cu diverse grade de vitrare şi anume 20%—40% şi 60%.

Rezultatele sînt cuprinse :

— în cazul încălzirii prin termoficare (*T*) în figura 5 *a* — pentru $f = 0{,}2$; *b* — pentru $f = 0{,}4$; *c* — pentru $f = 0{,}6$

— în cazul încălzirii prin centrală termică (*CT*) în figura 6 *a* — pentru $f = 0{,}2$; *b* — pentru $f = 0{,}4$; *c* = pentru $f = 0{,}6$.

CONCLUZII

1. Valoarea rezistenţei la transmisia termică optimă şi deci grosimea termoizolaţiei cresc la mărirea numărului de ani de serviciu al clădirilor cu circa 20% în cazul $N = 12$ ani, cu circa 50% în cazul $N=24$ ani, cu circa 75% în cazul $N = 36$ ani, faţă de $N = 6$ ani.

2. Preţurile de cost pentru încălzirea cu centrală termică sînt mai mari decît cele pentru încălzirea prin termoficare cu circa 5...10% în cazul unui grad de vitrare de 60%...20%.

3. Alcătuirile de pereţi exteriori cele mai eficiente din punct de vedere termoeconomic sînt panourile mari de beton

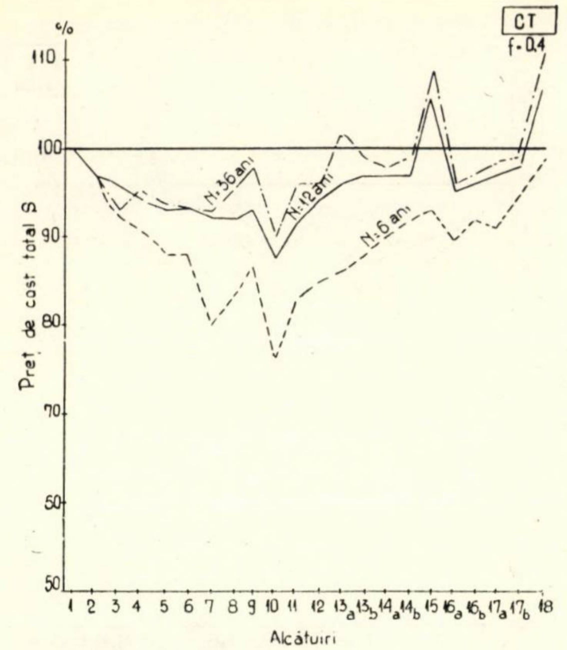


Fig. 6 b

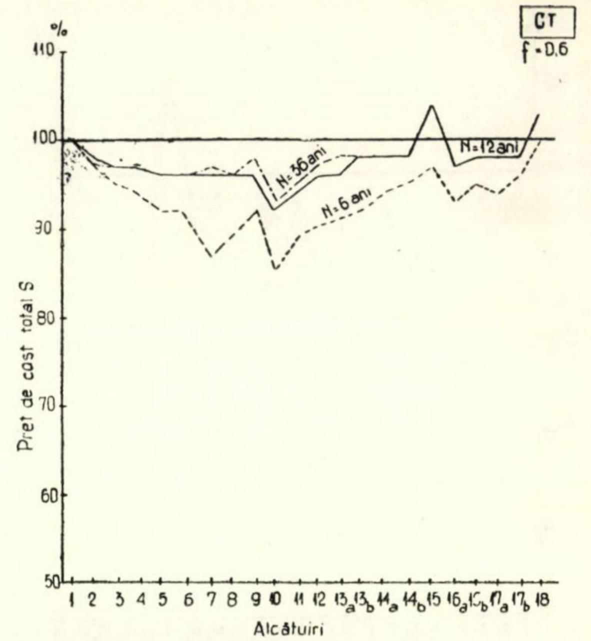


Fig. 6 c

armat în trei straturi cu termoizolaţie din plăci de polistiren celular şi zidăria în trei straturi de cărămidă cu strat intermediar din plăci de polistiren celular, în grosime de 4,8—7,2 cm care în raport cu peretele de cărămidă argilă de 36,5 cm tencuit pe ambele părţi la încăperile curente cu grad de vitrare de 20%, duc la o economie de 25—35% la încălzirea cu centrală termică şi de 15—25% la încălzirea cu termoficare.

În general, alcătuirile în straturi, cu strat termoizolator median continuu din plăci de polistiren celular, plăci semirigide de vată minerală şi plăci de beton celular duc la economii între 2—35% în funcţie de felul încălzirii (cu centrală termică sau termoficare), gradul de vitrare şi numărul de ani de serviciu.

4. În condiţiile actuale de folosire şi realizare a ferestrelor duble exterioare, creşterea gradului de vitrare al încăperilor reduce economicitatea adusă de utilizarea pereţilor exteriori în grosimi optime din punct de vedere economic.

5. Punţile termice reduc economiile realizate prin folosirea alcătuirilor de pereţi exteriori în grosimi termoeconomice, putînd, în condiţiile unor proporţii de 10—15%, să anihileze, în cazul unor structuri, această economicitate (de exemplu, în cazul pereţilor exteriori în trei straturi cu izolaţie termică modernă din plăci de beton celular autoclavizat).

Bibliografie

[1] * * * *Reducerea consumului de combustibil pentru încălzirea locuinţelor. Studiu I.P.C.T. 4296, 1967. Autori; ing. M. Drimer şi ing. M. Herşcu.*

Controlul cantitativ pe cale microscopică al adaosurilor făcute la măcinarea clincherului

Ing. S. Cucoş, chim. A. Popescu
I.C.M.P.C.

Stadiul actual al dezvoltării industriei cimentului impune un control permanent al procesului de fabricaţie, condiţie esenţială pentru asigurarea calităţii producţiei.

Pentru executarea acestui control, laboratoarele uzinale pot folosi atît metodele de analiză chimică, cît şi metodele fizico-chimice, dintre care metoda microscopică capătă astăzi o importanţă din ce în ce mai mare, datorită rapidităţii cu care se poate interveni în procesul de producţie pentru eliminarea unor deficienţe ce pot apărea pe parcursul fluxului tehnologic.

Evident că această metodă nu exclude controlul pe cale chimică al procesului de fabricaţie, care furnizează date precise asupra compoziţiei şi proprietăţilor tehnice ale produsului finit. Timpul de execuţie a acestor analize nu permite însă intervenţiile rapide cerute de apariţia unor defecţiuni tehnologice.

Verificarea calităţii comportă deci metode complexe de control, în care examinarea chimică trebuie să fie completată cu examinarea microscopică, pe tot parcursul fluxului tehnologic.

Materialul de faţă prezintă numai un aspect al acestui control complex şi anume : controlul cantitativ pe cale microscopică al adaosurilor făcute la măcinarea cimentului, precum şi stabilirea fracţiunii granulometrice optime la examinarea microscopică.

În general, analiza microscopică se poate executa folosind trei metode :

1. Metoda examinării pe pulberi;
2. Metoda examinării în lumină transmisă pe secţiuni subţiri;
3. Metoda examinării suprafeţei polizate în lumină reflectată.

În momentul de faţă, metoda examinării pe pulberi cu ajutorul microscopului polarizant este cea mai accesibilă laboratoarelor uzinale.

Principiul metodei constă în a identifica cu ajutorul microscopului componenţii mineralogici pe o anumită fracţiune granulometrică imersată într-un lichid cu un indice de refracţie cunoscut.

1. PREGĂTIREA PROBEI

Deoarece la analiza microscopică se foloseşte substanţă în cantitate foarte mică şi pentru că rezultatele ei se raportează în procente la cantităţi foarte mari, trebuie acordată o atenţie deosebită luării şi pregătirii probei medii.

Pentru aceasta, proba de laborator trebuie să corespundă strict compoziției medii a materialului analizat.

În acest scop se pregătește o probă medie de 50 g de ciment cîntărită la balanța tehnică.

Se scoate fierul metalic cu ajutorul unui magnet și se trece apoi tot materialul prin sita de 4 900 och/cm^2. Reziduul se îndepărtează, iar materialul care a trecut se sitează prin sita de 10 000 och/cm^2. Reziduul obținut pe această sită cuprinde fracțiunea 60—90 μ și constituie proba care urmează să fie supusă analizei microscopice.

1.1. Examinarea microscopică

Din proba pregătită ca la punctul 1 se trece la confecționarea preparatului în imersie. Pentru aceasta se folosește o lamă de sticlă cu dimensiunile 75 ×25 mm și o lamelă de 18 × 18 mm sau 24 × 24 mm. Ca lichid de imersie se folosește nitrobenzenul cu indicele de refracție 1,5532.

Se mai pot folosi și alți reactivi cu indici de refracție cunoscuți și recomandați în literatura de specialitate.

În acest scop, se ia cu ajutorul unei spatule o cantitate de substanță care se așază pe lama microscopică. Substanța luată trebuie să fie astfel dozată încît după adăugarea a două picături de nitrobenzen, granulele să aibă o repartizare uniformă în lichid, să nu se suprapună, să aibă distanțe suficiente între ele și să nu conțină bule de aer. Peste acest preparat se așază lamela microscopică. Se recomandă ca lama și lamela microscopică să fie bine curățate cu o cîrpă curată, să nu conțină nitrobenzen pe margini sau deasupra lamelei, excesul de nitrobenzen îndepărtîndu-se cu hîrtie de filtru calitativă.

Proba astfel preparată este așezată pe platina microscopului și fixată cu ajutorul portobiectului microscopului (sanie de măsurare). Se trece apoi la examinarea microscopică, ce poate fi calitativă sau cantitativă.

Pentru a putea examina caracteristicile optice ale componenților mineralogici existenți în materialul de analizat, este important modul cum este iluminat cîmpul microscopului.

Granulele de zgură vitroasă într-un cîmp luminat puternic pot trece neobservate, de aceea este bine ca lumina să cadă oblic pe oglindă. În acest scop se va deplasa lateral oglinda microscopului.

La granulele de clincher care nu sînt transparente, cîmpul microscopului trebuie să fie luminat mai puternic pentru a se putea vedea culoarea componenților. În acest caz, lumina trebuie să cadă direct pe oglindă.

În cîmpul microscopului, granulele de clincher se prezintă sub forma unor aglomerări de cristale mici cu marginile colțuroase. În general, culoarea lor variază în funcție de componenții mineralogici (galben, maron, gri) și au indicii de refracție 1,71—2,00.

La ridicarea tubului microscopic, franja lui Becke va intra în clincher, întrucît acesta are un indice de refracție mai mare decît al nitrobenzenului. La limita dintre două substanțe cu refringență diferită și la mărimi relativ mari, se poate observa o fîșie mai intens luminată care se deplasează cu ridicarea tubului microscopic către substanța cu indicele de refracție mai mare, cunoscută sub numele de franja lui Becke.

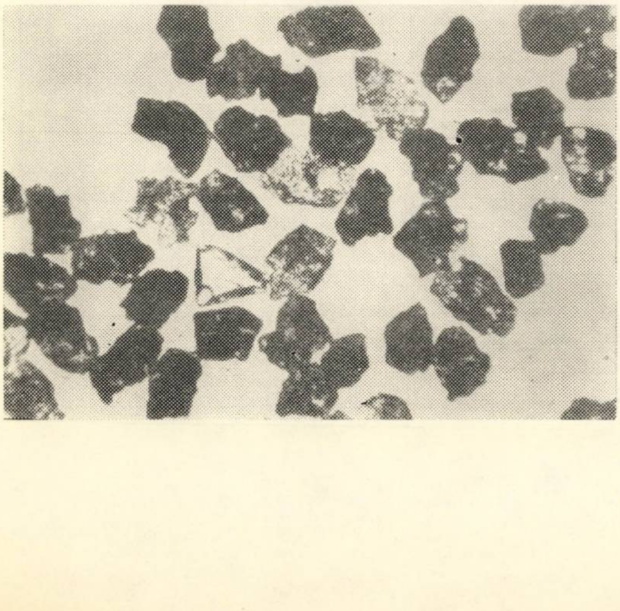


Fig. 1. Preparatul de imersie al unui reziduu pe sita de 10 000 och/cm^2 la un ciment cu 15% zgură de Hunedoara. Granulele de clincher sînt cele care apar mai întunecate și compacte. Fotografia este făcută cu nicolii în paralel

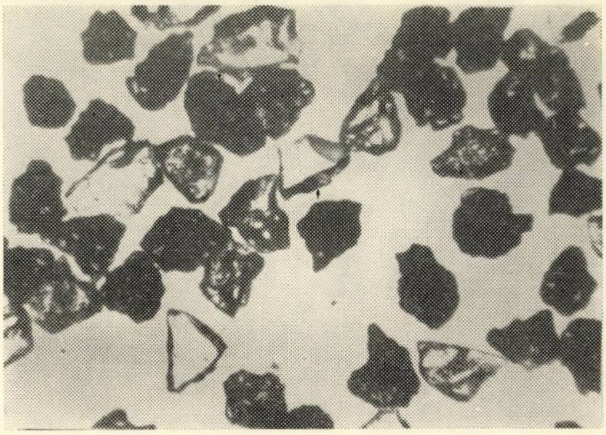


Fig. 2. Preparatul de imersie al unui reziduu pe sita de 10 000 och/cm^2 la un ciment cu 15% zgură de Reșița. Granulele de zgură vitroasă sînt cele transparente, de culoare albă. Fotografia este făcută cu nicolii în paralel.

Granulele de clincher sînt anizotrope. Uneori prezintă o birefringență mai ridicată.

În figura 1 sînt arătate granulele de clincher cu nicolii în paralel.

Granulele de zgură se prezintă sub două aspecte : vitroase și cristaline.

Zgurile în care predomină masa vitroasă, la examenul cu nicolii în paralel, sînt transparente, clare, prezintă spărturi nete, iar cu nicolii încrucișați sînt izotrope.

În figura 2 se pot observa cîteva granule de zgură vitroasă și transparența lor.

Aspectul zgurii cristaline în cîmpul microscopului, cu nicolii în paralel, se prezintă sub forma unor granule rotunde, uneori mai întunecate, înglobate în mijlocul masei vitroase care le înconjoară și au un relief mai pronunțat, iar cu nicolii încrucișați, prezintă culori de birefringență ridicată și sînt anizotrope.

La ambele tipuri de zgură, de obicei, conturul granulelor nu este colțurat ca în cazul clincherului. Se pot deci diferenția și pe această cale.

Indicele de refracție este cuprins între 1,62—1,66. Ca și la clincher, la ridicarea tubului microscopic, franja lui Becke va intra în mineral.

În figura 3 sînt arătate cîteva granule de zgură cu aspect cristalin (fotografia este făcută cu nicolii în paralel).

Granulele de ghips apar în cîmpul microscopului cu un contur mai puțin pronunțat în comparație cu cel al clincherului și zgurii, avînd o culoare de la alb-cenușiu pînă la roz-brun, în funcție de impuritățile pe care le conțin ; optic, este anizotrop, prezentînd o birefringență scăzută și avînd indicele de refracție 1,53.

Ghipsul se identifică ușor la microscop, comparîndu-l cu indicele de refracție al nitrobenzenului, cînd acesta este folosit ca lichid de imersie.

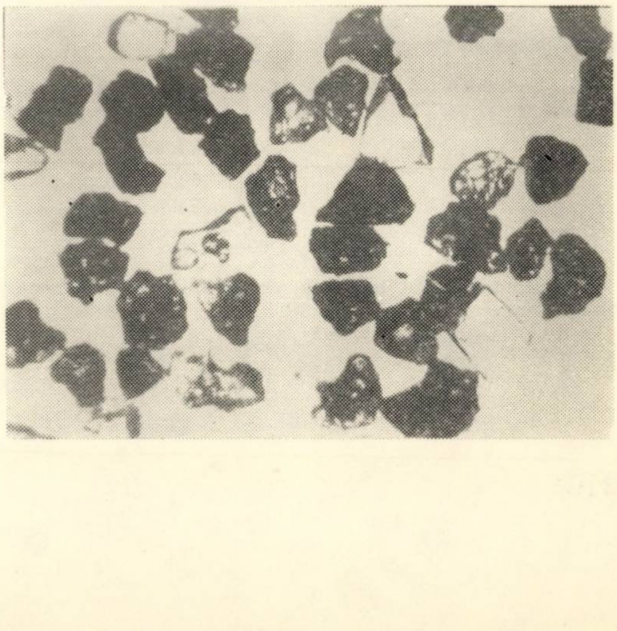


Fig. 3. Preparatul de imersie al unui reziduu pe sita de 10 000 och/cm^3 la un ciment cu 30% zgură de Hunedoara. Granulele de zgură cristalină sînt cele notate cu 1

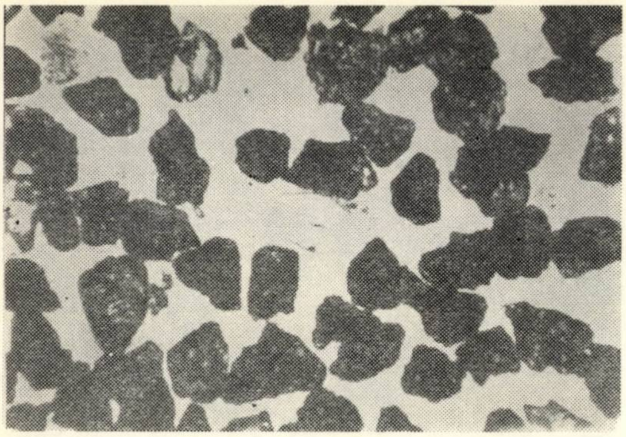


Fig. 4. O granulă de ghips chiar în mijlocul preparatului şi notată cu 2

Prin ridicarea tubului microscopic se observă deplasarea franjei către nitrobenzen.

În mijlocul figurii 4 se vede o granulă de ghips al cărei contur este marcat foarte slab.

Pentru că în preparatele ce se studiază există componenţi minerali cu indici de refracţie diferiţi, este necesar ca la identificarea lor să se facă compararea lor cu indicii de refracţie ai lichidelor de imersie, condiţie esenţială la identificarea lor pe pulberi.

Granulele de cuarţ, care pot apărea accidental, se prezintă cu nicolii în paralel, incolore şi cu un contur foarte slab pronunţat în cazul folosirii nitrobenzenului ca lichid de imersie ; cu nicolii încrucişaţi, sînt anizotrope şi au o birefringenţă scăzută.

S-a arătat pe scurt modul în care apar în cîmpul microscopului diferiţi componenţi ai amestecului care trebuie să fie identificaţi. Se trece acum la modul de examinare cantitativă a acestor componenţi.

În acest scop se folosesc oculare şi obiective care permit o mărire între 100—200 ori. Microscopul trebuie să aibă montat în ocular o reţea pătrată cu 400 de carouri regulate (fig. 5).

Preparatul din imersie avînd granule aproximativ de aceeaşi dimensiune (60—90μ) se va efectua o numărare a acestor granule existente în cîmpul reţelei, notîndu-se natura acestora — clincher, zgură, ghips.

Se schimbă cîmpul microscopului pe altă porţiune din lamă cu ajutorul portobiectului şi se repetă numărătoarea granulelor. Acest lucru se execută pînă se integrează întreaga lamelă.

Pentru a se executa o analiză microscopică cît mai corectă este necesar să se numere în jurul a 1 000 de granule de componenţi, ceea ce corespunde la prepararea a circa 8—10 lame.

Rezultatul numărătorii se înmulţeşte cu greutatea specifică a fiecărui component în parte, obţinîndu-se astfel procentul de componenţi existenţi în materialul de analizat.

Pentru acest calcul se folosesc următoarele valori pentru greutate specifică :

clincher — 3,1
zgură — 2,8
ghips — 2,32.

1.2. Exemplu de calcul

Să presupunem că la o analiză microscopică s-au numărat în total 1 000 de granule, aparţinînd diferiţilor componenţi :

clincher	635	granule
zgură	345	granule
ghips	20	granule
Total	1 000	granule.

Înmulţind numărul de granule cu greutatea specifică respectivă, avem :

clincher	$635 \times 3{,}1 =$	1 968,5
zgură	$345 \times 2{,}8 =$	966,0
ghips	$20 \times 2{,}32 =$	46,4
		2 980,9

Procentul de zgură din proba analizată este dat de relaţia :

$$\% \text{ zgură} = \frac{966\,100}{2\,980{,}9} = 32{,}4\,\%.$$

La fel se procedează şi pentru ceilalţi componenţi.

Trebuie să precizăm că rezultatul analizei microscopice privind conţinutul de zgură după calculul arătat mai sus (metoda integrării), nu corespunde de fapt conţinutului real. Aceasta se datoreşte faptului că aptitudinea la măcinare a clincherului, zgurii şi ghipsului este diferită şi în consecinţă gradul de măcinare al acestor componenţi este diferit.

Aşa, de exemplu : plecînd de la un amestec în proporţii de 70 g clincher, 30 g zgură şi 5 g ghips, după măcinare vom găsi la examinare în reziduul pe sita de 10 000 och/cm^2 mai multe granule de zgură şi mai puţine granule de ghips decît au fost în amestecul iniţial.

Din această cauză, pentru zgură se impune introducerea în calculul rezultatului a unui coeficient de corecţie egal cu 0,87, coeficient stabilit în urma verificărilor făcute în laboratorul I. C. M. P. C. şi recomandat de altfel şi de literatura de specialitate.

În consecinţă, rezultatul obţinut prin integrarea adaosului de zgură trebuie înmulţit cu 0,87.

Stabilirea acestui coeficient s-a dedus din raportul dintre manganul dozat chimic în cimentul amestecat cu un procent de 15—30 % zgură şi manganul dozat în reziduul pe sita de 10 000 och/cm^2 al acestor amestecuri.

Acest lucru a fost verificat pe 12 cimenturi, iar rezultatele obţinute sînt consemnate în tabela 1, fracţiunea analizată fiind reziduul pe sita de 10 000 och/cm^2.

Aşa cum s-a arătat mai sus, din cauza aptitudinii diferite la măcinare a clincherului, zgurii şi ghipsului, s-a cercetat care este fracţiunea granulometrică pe care să se poată determina microscopic procentul constituenţilor.

În acest scop s-a folosit clincherul cu greutate litrică cuprinsă între 1 350—1 500 g/l, provenit de la fabrica de ciment Fieni, şi două cantităţi de zgură (Reşiţa şi Hunedoara), în amestecuri diferite.

Probele de clincher au fost prelevate de pe transportorul cuptor-hală, în momentul cînd clincherul a avut greutatea litrică urmărită, iar cele de zgură au fost colectate la ieşirea din uscător.

Compoziţia chimică a acestor probe este consemnată în tabela 2.

Amestecurile de clincher, zgură şi ghips au fost măcinate împreună într-o moară de laborator pînă la obţinerea unei suprafeţe specifice de circa 3 000 cm^2/g. Rezultatele obţinute sînt consemnate în tabela 3.

Fig. 5. Reţeaua pătrată de integrare

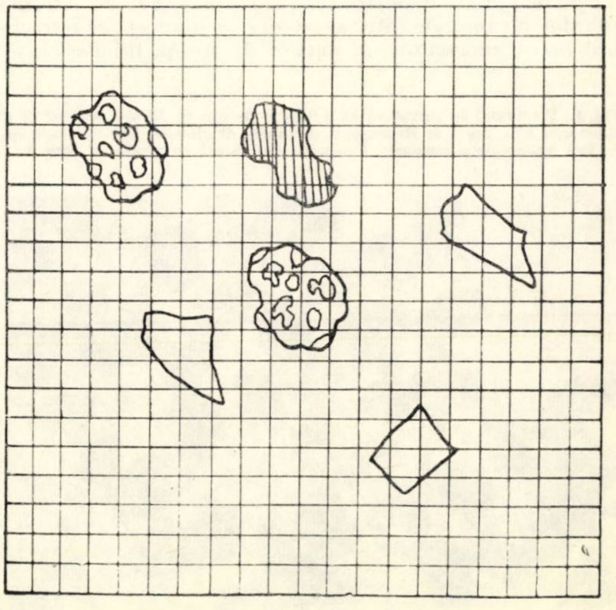


Tabela 1

Nr. probei de ciment	Cantitatea de zgură adăugată la clincher (%)	Cantitatea de zgură dozată microscopic (%)	Cantitatea de zgură rezultată în urma multiplicării cu coef. de corecție (%)	Valoarea raportului dintre conținutul de Mn. dozat chimic	Diferența dintre zgura reală și zgura rezultată din calcul cu corecție	Eroare relativă (%)
1	30	32	29	$\frac{0{,}182}{0{,}200} = 0{,}91$	−1	−3,3
2	15	17	15	$\frac{0{,}122}{0{,}140} = 0{,}87$	—	—
3	30	34	29	$\frac{0{,}170}{0{,}200} = 0{,}85$	−1	−3,3
4	15	17	15	$\frac{0{,}120}{0{,}138} = 0{,}86$	—	—
5	30	33	31	$\frac{0{,}178}{0{,}190} = 0{,}93$	+1	+3,3
6	15	17	15	$\frac{0{,}124}{0{,}142} = 0{,}87$	—	—
7	30	33	29	$\frac{0{,}230}{260} = 0{,}88$	−1	−3,3
8	15	16	14	$\frac{0{,}160}{0{,}186} = 0{,}86$	−1	−6,6
9	30	34	30	$\frac{0{,}232}{0{,}258} = 0{,}89$	—	—
10	15	18	15	$\frac{0{,}159}{0{,}185} = 0{,}85$	—	—
11	30	33	29	$\frac{0{,}230}{0{,}260} = 0{,}88$	−1	−3,3
12	15	17	15	$\frac{0{,}160}{0{,}190} = 0{,}84$	—	—

Media coeficientului de corecție = 0,87
Eroare medie = 2,7%

Tabela 2

Oxizii dozați	Clincher (%)	Zgură Reșița (%)	Zgură Hunedoara (%)	Ciment + 30% zgură Reșița (%)	Ciment + 30% zgură Hunedoara (%)
P.C.	0,22	—	—	4,34	1,00
SiO_2+ ins.	21,64	37,13	36,32	24,10	24,83
Fe_2O_3	3,55	0,32	0,37	2,97	2,97
Al_2O_3	7,26	7,03	7,84	6,14	7,15
TiO_2	—	0,15	0,18	0,14	0,15
MnO	0,09	0,52	0,77	0,23	0,29
CaO	64,40	49,40	47,11	57,83	58,40
MgO	1,70	2,10	5,50	1,20	2,55
Alcalii ca Na2O	0,62	0,86	0,52	0,52	0,50
SO_3	0,09	0,12	urme	2,01	1,93
S din sulfuri	—	1,24	1,5	—	0,02
Ins.	0,08	1,36	1,42	1,16	0,50

Tabela 3

Nr. probei	Amestec : clincher + zgură + ghips (g)	Suprafața specifică (cm²/g)	Greutate litrică a clincherului (g/l)	Proveniența zgurii
1	70 : 30 : 5	3 078	1 450	Reșița
2	85 : 15 : 5	3 050	1 450	Reșița
3	70 : 30 : 5	3 000	1 500	Reșița
4	85 : 15 : 5	2 950	1 500	Reșița
5	70 : 30 : 5	3 050	1 380	Reșița
6	85 : 15 : 5	2 950	1 380	Reșița
7	70 : 30 : 5	3 150	1 400	Hunedoara
8	85 : 15 : 5	2 950	1 400	Hunedoara
9	70 : 30 : 5	3 100	1 480	Hunedoara
10	85 : 15 : 5	3 150	1 480	Hunedoara
11	70 : 30 : 5	3 100	1 450	Hunedoara
12	85 : 15 : 5	3 000	1 450	Hunedoara

Tabela 4

Nr. crt.	Nr. probei de amestec	Reziduul examinat microscopic pe sita: (och/cm²)	Rezultatul analizei microscopice			Cantitatea de zgură introdusă în amestec		Cantitatea de ghips introdusă în amestec (%)
			Clincher (%)	Zgură (%)	Ghips (%)	Proveniență	%	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	1	900	91	8	1	Reșița	30	5
2	1	1 600	85	13	2	Reșița	30	5
3	1	2 500	74	24	2	Reșița	30	5
4	1	3 600	74	24	2	Reșița	30	5
5	1	4 900	72	26	2	Reșița	30	5
6	1	6 400	65	32	3	Reșița	30	5
7	1	10 000	65	32	3	Reșița	30	5
8	2	900	91	8	1	Reșița	15	5
9	2	1 600	91	8	1	Reșița	15	5
10	2	2 500	91	8	1	Reșița	15	5
11	2	3 600	88	10	2	Reșița	15	5
12	2	4 900	86	12	2	Reșița	15	5
13	2	6 400	82	16	2	Reșița	15	5
14	2	10 000	81	17	2	Reșița	15	5
15	3	900	78	20	2	Reșița	30	5
16	3	1 600	77	21	2	Reșița	30	5

Tabela 4 (urmare)

Nr. crt.	Nr. probei de amestec	Reziduul examinat microscopic pe sita : (och/cm^2)	Rezultatul analizei microscopice			Cantitatea de zgură introdusă în amestec		Cantitatea de ghips introdusă în amestec (%)
			Clincher (%)	Zgură (%)	Ghips (%)	Proveniență	%	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
17	3	2 500	75	23	2	Reşiţa	30	5
18	3	3 600	73	25	2	Reşiţa	30	5
19	3	4 900	71	27	2	Reşiţa	30	5
20	3	6 400	63	34	3	Reşiţa	30	5
21	3	10 000	63	34	3	Reşiţa	30	5
22	4	900	89	10	1	Reşiţa	15	5
23	4	1 600	89	10	1	Reşiţa	15	5
24	4	2 500	88	11	1	Reşiţa	15	5
25	4	3 600	86	13	1	Reşiţa	15	5
26	4	4 900	85	13	2	Reşiţa	15	5
27	4	6 400	81	17	2	Reşiţa	15	5
28	4	10 000	81	17	2	Reşiţa	15	5
29	5	900	79	20	1	Reşiţa	30	5
30	5	1 600	80	20	—	Reşiţa	30	5
31	5	2 500	77	21	2	Reşiţa	30	5
32	5	3 600	74	24	2	Reşiţa	30	5
33	5	4 900	73	25	2	Reşiţa	30	5
34	5	6 400	65	33	2	Reşiţa	30	5
35	5	10 000	65	33	2	Reşiţa	30	5
36	6	900	92	8	—	Reşiţa	15	5
37	6	1 600	89	10	1	Reşiţa	15	5
38	6	2 500	88	10	2	Reşiţa	15	5
39	6	3 600	86	12	2	Reşiţa	15	5
40	6	4 900	86	12	2	Reşiţa	15	5
41	6	6 400	80	17	3	Reşiţa	15	5
42	6	10 000	80	17	3	Reşiţa	15	5
43	7	900	90	10	—	Hunedoara	30	5
44	7	1 600	86	13	1	Hunedoara	30	5
45	7	2 500	80	19	1	Hunedoara	30	5
46	7	3 600	73	25	2	Hunedoara	30	5
47	7	4 900	72	26	2	Hunedoara	30	5
48	7	6 400	65	32	3	Hunedoara	30	5
49	7	10 000	64	33	3	Hunedoara	30	5
50	8	900	92	8	—	Hunedoara	15	5
51	8	1 600	90	10	—	Hunedoara	15	5
52	8	2 500	89	10	1	Hunedoara	15	5
53	8	3 600	89	10	1	Hunedoara	15	5
54	8	4 900	86	12	2	Hunedoara	15	5
55	8	6 400	82	16	2	Hunedoara	15	5
56	8	10 000	82	16	2	Hunedoara	15	5
57	9	900	86	13	1	Hunedoara	30	5
58	9	1 600	85	15	—	Hunedoara	30	5
59	9	2 500	80	19	1	Hunedoara	30	5
60	9	3 600	76	23	1	Hunedoara	30	5
61	9	4 900	73	25	2	Hunedoara	30	5
62	9	6 400	64	34	2	Hunedoara	30	5
63	9	10 000	63	34	3	Huneodara	30	5
64	10	900	90	10	—	Hunedoara	15	5
65	10	1 600	89	10	1	Hunedoara	15	5
66	10	2 500	88	10	2	Hunedoara	15	5
67	10	3 600	86	12	2	Hunedoara	15	5
68	10	4 900	86	12	2	Hunedoara	15	5
69	10	6 400	79	18	3	Hunedoara	15	5
70	10	10 000	79	18	3	Hunedoara	15	5
71	11	900	85	14	1	Hunedoara	30	5
72	11	1 600	82	18	—	Hunedoara	30	5
73	11	2 500	80	19	1	Hunedoara	30	5
74	11	3 600	74	24	2	Hunedoara	30	5
75	11	4 900	73	25	2	Hunedoara	30	5
76	11	6 400	65	33	2	Hunedoara	30	5
77	11	10 000	65	33	2	Hunedoara	30	5
78	12	900	92	8	—	Hunedoara	15	5
79	12	1 600	93	6	1	Hunedoara	15	5
80	12	2 500	90	9	1	Hunedoara	15	5
81	12	3 600	88	10	2	Hunedoara	15	5
82	12	4 900	85	13	2	Hunedoara	15	5
83	12	6 400	80	17	3	Hunedoara	15	5
84	12	10 000	80	17	3	Hunedoara	15	5

Aceste amestecuri au fost cernute pe diferite site după şapte zile de la măcinare. Pe reziduurile respective s-a făcut analiza microscopică, rezultatele obţinute consemnîndu-se în tabela 4.

Din tabela 4 reiese că la analiza microscopică efectuată pe reziduurile de pe sita de 6 400 şi 10 000 och/cm², valoarea cantităţii de zgură găsită procentual se apropie cel mai mult de cantitatea reală de zgură introdusă în amestec.

Din acest motiv, s-a ales ca fracţiune granulometrică fracţiunea cuprinsă între 60—90μ, analiza efectuîndu-se pe reziduul de 10 000 och/cm².

Analizînd reziduurile pe cele două site avem posibilitatea de a obţine o cantitate mai mare de reziduu raportat la cantitatea totală de ciment luată în lucru.

Modul de lucru propus prezintă avantajul unei pregătiri rapide a probei de analizat şi posibilitatea unei dozări mai exacte a conţinutului real de zgură din amestec, atunci cînd rezultatul obţinut microscopic se înmulţeşte cu coeficientul de corecţie 0,87, aşa cum reiese şi din tabela 1.

Examinarea microscopică a ghipsului se va face numai calitativ. Datorită faptului că ghipsul are o duritate foarte scăzută şi o friabilitate mare la măcinare, circa 50 % din conţinutul lui real trece la sitare în partea fină.

Acest lucru reiese şi din tabela 4, întrucît la analiza microscopică efectuată pe reziduurile 900—10 000 och/cm² valoarea cantităţii găsite a fost de cel mult 50 % din cantitatea de ghips introdusă în amestec.

O importanţă deosebită la analiza microscopică prezintă şi modul de efectuare a probei medii, din care se pregăteşte proba supusă examinării.

În cazul în care materialul de analizat are o umiditate prea mare, se recomandă ca înainte de efectuarea probei medii, amestecul să fie uscat în etuvă la 105°C.

Bibliografie

[1] Insley H.: *Microscopy of Ceramics and Cements* - New York, Academic Press Inc., 1955.

[2] Jassens P.: *Ètude du dosage du laitier dans les ciments metalurgiques* - Silicates Industriels, mai 1951.

[3] Beliankin D.S., Ivanov B.V., Lapin V.V., *Petrografia tehniceskogo kamnia*, Moskva, Izdatelstvo Academii Nauk SSSR, 1952.

[4] Vénuat M.: *Recherches sur quelques laitiers particuliers.* Revue des matériaux de construction, noiembrie 1965.

NOTE

Bitumuri folosite pentru fabricarea cartonului asfaltat

Ing. H. Munteanu
I.C.M.P.C.

Pentru hidroizolarea construcţiilor civile şi industriale se folosesc în prezent, în ţara noastră, cartonul şi pînza asfaltată.

Aceste produse se livrează pe baza specificaţiilor prevăzute în STAS 138-59 pentru carton asfaltat şi 1046-58 pentru pînza asfaltată.

Cartonul asfaltat se fabrică conform prevederilor STAS 3113-59.

Procesul tehnologic pentru asfaltare constă din două operaţii :

a) **Impregnarea** cartonului cu bitum tip I.C. STAS E 7064-64, avînd următoarele caracteristici :

punct de înmuiere 45—55°C, metoda inel şi bilă,
penetraţia la 25°C, 40—60 zecimi de milimetru,
ductilitatea la 25°C, 80 cm min,
conţinut în parafină %, 2,8 max.

Operaţia de impregnare se realizează prin trecerea cartonului printr-o baie cu bitum topit la temperatura de 150 — 190 °C cu o viteză de 20—30 m pe minut, depinzînd de tipul maşinii de asfaltare.

Cartonul astfel impregnat poate fi livrat ca atare, cu caracteristicile arătate în STAS 138-59, tip CB sau CTB (tipul CB este carton simplu impregnat pe bază de carton celulozic, iar tipul CTB este pe bază de carton cu conţinut de celuloză şi deşeuri textile).

Raportul dintre bitum şi carton este în prezent de circa 1. În 1967 s-au făcut încercări de realizare a unui raport de circa 1,2 prin tratare cu agenţi chimici la cartonul pentru consum intern şi 1,6 pentru cel de export.

Ridicarea raportului bitum/carton contribuie la mărirea rezistenţei la putrezire a cartonului şi deci la mărirea durabilităţii în timp a hidroizolaţiei.

b) **Aplicarea stratului de acoperire**

După impregnare cartonul este acoperit pe ambele părţi cu un strat de mastic bituminos care este un amestec de bitum tip MAC STAS E 7064-64 cu circa 30 % filer (material mineral măcinat fin care trebuie să corespundă STAS 539-66). Natura acestui filer poate fi calcar măcinat, cenuşă de termocentrală, microazbest, talc.

După aplicarea stratului de acoperire, cartonul se presară cu material mineral cu granulaţie fină (0,15 la 0,75, mm).

Bitumul pentru stratul de acoperire la fabrica „IMI Berceni" se obţine prin oxidare în instalaţie proprie a masei asfaltoase pompate de rafinăria Teleajen.

Una din deficienţele cartonului asfaltat a fost pînă în prezent faptul că nu întotdeauna satisfăcea condiţia de flexibilitate la 0°C prevăzută în STAS 138-59.

În urma fabricaţiilor experimentale efectuate de I.C.M.P.C. la rafinăria Teleajen în colaborare cu I.C.P.T. - Ploieşti şi I.M.I. Berceni s-a putut realiza obţinerea unui bitum pentru stratul de acoperire, care aplicat sub formă de mastic pe carton satisface condiţia de flexibilitate la 0°C a cartonului rezultat.

Materia primă folosită la oxidare este o masă asfaltoasă uşoară în care s-au lăsat majoritatea uleiurilor minerale. Aceste uleiuri prin oxidare au făcut ca raportul de substanţe hidrocarbonoase din bitumul rezultat să fie adus la valoare care favorizează obţinerea flexibilităţii bune la 0°C şi chiar sub zero.

Pe baza acestor rezultate, se fac în prezent modificări la instalaţia de oxidare pentru a putea lucra la parametrii optimi realizaţi în rafinărie.

Bitumul realizat în aceste condiţii are următoarele caracteristici :

Punct de înmuiere °C 85—90
Penetraţia la 25°C, zecimi milimetri, 20 minimum
Punct de rupere Fraass sub —15°C.

Pe baza acestor rezultate s-au adus modificările respective bitumului tip MAC din STAS E 7064-64, care urmează să capete forma definitivă în 1968.

Corelaţia dintre indicii obţinuţi la măcinarea în laborator şi cei obţinuţi în industria cimentului la măcinarea brută umedă

Ing. C. Dimitrescu, ing. A. Tendreu, ing. C. Bilcescu
I.C.M.P.C.

1. INTRODUCERE

Stabilirea unei corelaţii între rezultatele obţinute la măcinarea diferitelor materiale în utilajele de laborator şi în agregatele industriale are o deosebită importanţă practică, deoarece permite reducerea volumului de lucrări necesare pentru evaluarea performanţelor morilor pentru diferite materii prime supuse măcinării.

Procesul de mărunţire constă în esenţă din transmiterea unei cantităţi de energie de la organele de lucru ale maşinilor de mărunţire la materialul mărunţit, în scopul reducerii dimensiunilor granulelor de material. De aceea, indicele de bază, care caracterizează un proces de mărunţire, este consumul specific de energie, în raport fie cu volumul, fie cu greutatea materialului mărunţit. Acest consum depinde atît de natura şi de granulaţiile iniţiale şi finale ale materialului sfărîmat, cît şi de tipul constructiv şi dimensiunile utilajului de mărunţire utilizat.

Problema corelaţiei amintite mai sus ar putea fi deci atacată pe calea utilizării unei relaţii, care să exprime variaţia consumului specific de energie în funcţie de dimensiunile particulelor de material înainte şi după mărunţire, determinîndu-se diferiţii parametri ai acestei funcţiuni pentru cazul utilajelor de laborator şi pentru cel al agregatelor industriale studiate.

Deşi numeroşi cercetători au întreprins studii în această direcţie, nu s-a ajuns pînă în prezent la o teorie a sfărîmării, care să permită stabilirea unei astfel de relaţii unanim acceptate şi valabile într-un domeniu larg de granulaţii.

De aceea, s-a căutat, printr-o serie de lucrări experimentale, să se găsească o relaţie empirică între consumul specific de energie al unor anumite utilaje de laborator şi cel al unor mori industriale, pentru o anumită fineţe de măcinare.

S-a studiat cazul măcinării umede a materiilor prime curent utilizate la fabricarea cimentului, în România, pînă la o fineţe de măcinare caracterizată prin $R_{009} = 10\%$.

2. EXPERIMENTĂRI INDUSTRIALE

Experimentările s-au executat pe două tipuri de mori şi anume materiile prime de Fieni şi Bicaz s-au măcinat în morile de ∅ 2,6 × 13 m instalate în fabricile respective, iar materiile prime de Medgidia şi Turda, în morile de ∅ 3 × 14 m

Tabela 1

Caracteristicile principale ale morilor studiate

Caracteristici tehnice		u/m	Valori			
			Moara ∅ 2,6 × 13		Moara ∅ 3 × 14	
			Fieni	Bicaz	Medgidia	Turda
Dimensiuni nominale	Diametrul interior al mantalei	m	2,6	2,6	3,0	3,0
	Lungimea interioară	m	13	13	14	14
Numărul camerelor		—	3	3	3	3
Greutatea încărcăturii		t	81	79,5	120	120
Turaţia morii		rot/min	19,3	19,3	18,0	18,0
Puterea nominală a motorului		kW	950	1 000	1600	1 600
Tipul blindajelor	camera 1	—	cu bare	cu proeminenţe în cascadă	cu proeminenţe în cascadă	cu proeminenţe în cascadă
	camera 2	—	cu bare	cu proeminenţe în cascadă	cu proeminenţe în cascadă	cu proeminenţe în cascadă
	camera 3	—	netede	netede	netede	netede
Lungimea camerelor	camera 1	%	28	28,6	27	27 ; 23
	camera 2	din lung. totală a morii	21	23,2	21	21 ; 28
	camera 3		51	48,2	52	52 ; 49
Diametrul corpurilor de măcinare	camera 1	mm	70—100	80—110	60—110	60—110
	camera 2	mm	50— 70	40— 80	40—70	40— 70
	camera 3	mm	∅ 25 × 30	∅ 25 × 30	∅25 × 30 + bile mici biconuri	∅ 25 × 30 + bile mici biconuri
Gradul de umplere cu corpuri de măcinare	camera 1	%	29,0 ; 30,5	27,7	31,5	31,5
	camera 2	%	28,8 ; 29,4	27,2	33	33 ; 31,0
	camera 3	%	24,5 ; 24,3	27,8	32	33 ; 26,5

instalate în fabrica din Turda, majoritatea acestor din urmă măsurători fiind executate chiar pe aceeaşi moară.

Principalele caracteristici tehnice ale morilor studiate sînt date în tabela 1.

Toate morile au fost compartimentate în trei camere, camera 1 avînd circa 27—28% din lungimea totală a morii, camera 2 circa 21%, iar camera 3 avînd 51—52%. Una din măsurătorile efectuate cu materia primă de Turda s-a făcut pe o moară cu compartimentarea modificată (23% camera 1, 28% camera 2 şi 49% camera 3), fără să se constate o diferenţă sensibilă a indicilor de funcţionare.

Camerele 1 şi 2 ale morilor studiate au fost echipate cu plăci de blindaje cu proeminenţe tronconice în cascadă, exceptînd moara din Fieni, echipată cu plăci cu bare. Camera 3 a fost blindată la toate morile studiate cu plăci lise.

Încărcătura morilor a fost constituită din bile de ∅ 60—110 mm în camera 1, bile de ∅ 40—80 mm în camera 2 şi corpuri cilindrice (completate în unele cazuri cu bile mici şi biconice) în camera 3. Gradele de umplere cu corpuri de măcinare au variat între 24,5 şi 33%.

În general se poate considera totuşi că echipările morilor studiate au fost asemănătoare.

Măcinarea materialului de Turda s-a făcut cu calcar concasat şi argilă delaiată, în cazul celorlalte experimentări, materialele fiind alimentate în moară exclusiv sub formă concasată.

Producţia morilor a fost determinată prin măsurarea volumului de pastă produsă în fiecare zi, cantitatea de material uscat calculîndu-se cu valorile medii zilnice ale umidităţii şi greutăţii litrice a pastei.

Consumurile de energie ale electromotoarelor morilor s-au determinat cu ajutorul contoarelor respective, verificate cu trusa wattmetrică.

Trecerea de la debitele şi consumurile specifice efective corespunzătoare fineţilor de măcinare medii realizate, caracterizate prin reziduurile R_{009} şi valorile corespunzătoare reziduului de referinţă $R_{009} = 10\%$, s-a făcut în ajutorul coeficientului logaritmic de transformare $\log \frac{100}{R_{009}}$.

S-au mai prelevat de la alimentatoarele morilor probe orare de materii prime, reunite în probe zilnice, cărora li s-a făcut granulometria şi care au fost utilizate pentru măcinările executate cu utilajele de laborator.

Tabela 2 conţine principalele rezultate ale experimentărilor făcute.

Pentru materiile prime studiate şi pentru $R_{009} = 10\%$, debitele medii ale morilor ∅ 2,6 × 13 m au fost de 38,2 t/h (Fieni) şi 42,2 t/h (Bicaz) cu consumuri specifice de energie de 21,3, respectiv 24,6 kWh/t, iar cele ale morilor ∅ 3 × 14 m au fost de 68,2 t/h (Turda) şi 93,2 t/h (Medgidia) cu consumuri specifice de energie de 23,3 respectiv 17,0 kWh/t.

3. EXPERIMENTĂRI ÎN LABORATOR

În cadrul cercetărilor efectuate în laborator, aptitudinea la măcinare a fost determinată într-o moară de laborator, pe cale umedă.

Măcinările au fost efectuate într-o moară de laborator discontinuă cu următoarele caracteristici :

— diametrul interior	0,540 m
— lungimea interioară	0,535 m
— volumul interior	0,122465 m³
— numărul de rotaţii	45 rot/min
— încărcătura cu bile sau biconuri	137,75 kg

— bilele au avut următoarea repartiţie pe sorturi

Ø 65 — 75 mm	73,47 kg
Ø 55 — 65 mm	36,73 kg
Ø 45 — 55 mm	27,55 kg

— moara este dotată cu un contor înregistrator de energie de fabricaţie indigenă cu precizie de 1 Watt-oră.

Materialul supus măcinării a fost în prealabil mărunţit, astfel încît să treacă integral prin ciurul de 7 mm. Apoi a fost determinată greutatea litrică g/l.

Cantitatea de material supus măcinării se calculează prin relaţia *12× greutatea litrică*, astfel încît să reprezinte un volum constant pentru toate determinările.

Tabela 2

Rezultatele experimentărilor făcute cu morile ∅ 2,6 × 13 m şi ∅ 3 × 14 m pentru măcinarea umedă a materiilor prime

Fabrica	Dimensiunile principale ale morii	Data	Caracteristicile medii ale pastei				Coef. de transformare	Debitul morii		Consumul specific de energie al electromotorului morii industriale		Consumul specific de energie al electromotorului morii de laborator pentru $R_{009} = 10\%$ w_l	Coeficientul de corelaţie
			Reziduuri			$CaCO_3$	$\log \frac{100}{R_{009}}$	Efectiv	Recalculat pentru $R_{009} = 10\%$	Efectiv	Recalculat pentru $R_{009} = 10\%$		$C_1 = \frac{w_i}{w_l}$
			H_2O	R_{020}	R_{009}								
—	m	—	(%)	(%)	(%)	(%)	—	(t/h)	(t/h)	(kWh/t)	(kWh/t)	(kWh/t)	—
Turda	∅ 3 × 14	2—5. IV. 1965	37.3	5,7	13,8	73,6	0,860	70,8	60,9	21,6	25,1	33,0	0,76
		29. V.—1.VI.65	36,7	3,6	11,5	73,5	0,939	70,4	66,2	21,3	22,7	36,5	0,62
		16—19. VI. 65	37,8	4,0	11,0	73,5	0,958	73,6	70,6	18,9	19,7	31,0	0,64
		23—24. VI. 65	38,2	4,1	11,0	77,2	0,958	78,2	74,9	18,9	19,7	33,5	0,59
		Valori medii	37,5	—	—	74,5	—	—	68,2	—	23,3	33,5	0,70
Medgidia	∅ 3 × 14	21—23. VI. 65	36,6	3,8	10,4	78,5	0,983	94,8	93,2	16,7	17,0	13,5	1,26
Fieni	∅ 2,6 × 13	14. III. 67	38,0	1,6	7,8	68,1	1,108	34,7	38,4	21,9	19,8	22,5	0,88
		15. III. 67	37,1	3,0	11,6	70,3	0,935	40,9	38,2	20,4	21,8	19,0	1,15
		16. III. 67	39,1	3,8	14,2	66,7	0,848	47,9	40,6	17,2	20,6	19,0	1,08
		17. III. 67	39,0	1,5	8,6	74,7	1,066	33,6	35,8	24,6	23,1	19,5	1,18
		Valori medii	38,3	—	—	70,0	—	—	38,2	—	21,3	20,0	1,07
Bicaz	∅ 2,6 × 13	6. V. 1967	27,1	3,3	11,6	75,2	0,935	46,4	43,4	22,3	23,9	26,8	0,89
		7. V. 1967	27,1	2,5	10,4	80,7	0,983	42,0	41,3	24,6	25,0	26,3	0,95
		8. V. 1967	26,0	2,4	10,4	81,9	0,983	42,6	41,9	24,4	24,8	26,0	0,95
		Valori medii	26,7	—	—	79,3	—	—	42,2	—	24,6	26,4	0,93

O dată cu materialul se introduce în moară şi cantitatea de apă necesară pentru obţinerea unei vîscozităţi corespunzătoare unei împrăştieri în limitele 50—55 mm, determinată cu conul de împrăştiere de 40 × 30 × 20 mm.

Pentru a se obţine o desfăşurare a procesului de mărunţire asemănătoare cu aceea din morile industriale, măcinarea s-a executat discontinuu în două etape :

— măcinarea cu bile pînă la un reziduu în limitele 40—45 % rest pe sita 009 ;

— măcinarea cu biconuri pînă la un reziduu în limitele 5—6 % rest pe sita 009.

Consumul de energie electrică din timpul măcinării este înregistrat de către contorul cu care este dotată moara.

Durata măcinării este marcată cu ajutorul unui cronometru.

Pe parcursul măcinării se iau din moară, la intervale anumite de timp, probe de material asupra cărora se determină fineţea şi se verifică vîscozitatea.

Determinările de aptitudine la măcinare au fost executate pe probele medii zilnice de materii prime colectate în fabrică în intervalele de timp afectate cercetării fiecărui utilaj.

Rezultatele obţinute la aptitudinea la măcinare în moara de laborator a probelor medii zilnice permit efectuarea unor diagrame în care este reprezentată variaţia fineţii la măcinare, funcţie de consumul specific de energie.

În vederea comparării consumurilor specifice de energie la măcinarea de laborator cu cele de la măcinarea industrială, s-a dedus din diagramele susmenţionate consumul de energie pentru o măcinare la un reziduu $R_{009} = 10\,\%$.

4. COMPARAREA REZULTATELOR OBŢINUTE ÎN LABORATOR ŞI ÎN INDUSTRIE

Indicii care s-au comparat au fost consumurile specifice de energie w_i ale electromotoarelor morilor industriale şi consumurile specifice de energie w_l ale electromotorului morii de laborator, pentru o fineţe de măcinare caracterizată prin $R_{009} = 10\,\%$. S-au calculat, cu ajutorul valorilor medii zilnice, coeficienţii de corelaţie

$$C_l = \frac{w_i}{w_l}$$

În diagrama din figura 1 s-a reprezentat grafic coeficientul C_l în funcţie de w_l, care poate fi considerat ca o măsură a aptitudinii la măcinare a materialelor studiate.

Condiţiile de măcinare în laborator sînt cele arătate mai sus. Ele sînt desigur susceptibile de îmbunătăţiri, pentru obţinerea unei caracterizări cît mai judicioase a aptitudinii la măcinare a materialelor.

Pentru valori ale lui w_l cuprinse între 13,5 şi 36,5 kWh/t, s-au găsit coeficienţi de corelaţie C_1 cuprinşi între 1,26 şi 0,59.

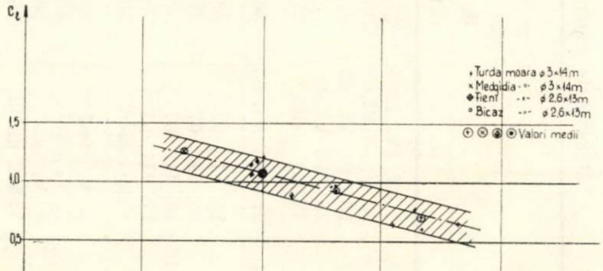


Fig. 1. Coeficientul de corelaţie C_l dintre consumul specific de energie al electromotoarelor morilor industriale cu cel al electromotorului morii de laborator

Din examinarea diagramei 1 se constată următoarele :

— Punctele reprezentative ale regimurilor zilnice de funcţionare ale morilor se situează în intervalul unui domeniu mărginit superior şi inferior de dreptele trasate, iar punctele reprezentative ale valorilor medii ale coeficientului C_l, calculate pentru fiecare fabrică şi fiecare moară, sînt grupate strîns în jurul unei drepte. Faptul că punctele individuale sînt aşezate în interiorul domeniului amintit şi nu pe dreapta valorilor medii, se explică prin variaţiile unor parametri, în special debitul de alimentare şi fineţea efectivă de măcinare, în limite inerente condiţiilor de funcţionare industrială a morilor studiate.

— Valorile coeficientului de corelaţie C_l descresc cînd w_l creşte, pantele dreptelor care mărginesc domeniul de variaţie ca şi aceea a dreptei valorilor medii, fiind negative. Aceasta se poate explica prin faptul că, cu cît aptitudinea la măcinare a materialului este mai mică, deci cu cît w_l este mai mare, cu atît este mai mică eficienţa morii de laborator, în comparaţie cu aceea a morilor industriale studiate, în care bilele sînt ridicate la înălţimi de 5—6 ori mai mari decît în moara de laborator, avînd energii cinetice sporite corespunzător.

— Nu s-a constatat, la agregatele studiate, o influenţă a dimensiunilor morilor asupra coeficientului de corelaţie C_l, acesta fiind funcţie numai de aptitudinea la măcinare a materialelor, ceea ce se explică prin faptul că morile au dimensiuni apropiate şi echipări interioare relativ similare.

— În principiu, se poate considera că pentru fiecare material se pot obţine diverse consumuri specifice de energie electrică la aceeaşi moară, fiecărui consum corespunzîndu-i un coeficient de corelaţie C_l. Tendinţa este de a se realiza un consum specific w_i minim, respectiv echiparea care dă coeficientul C_l minim. Cercetările făcute s-au limitat la echipările existente în fabrici şi deci nu sînt limitative în această privinţă.

Faptul că punctele reprezentative s-au situat într-un domeniu suficient de bine delimitat arată că, la experimentările efectuate, încărcăturile au fost aproximativ corespunzătoare — fără să fie exclusă posibilitatea îmbunătăţirii lor — diferenţierea materialelor fiind determinată în principal de caracteristicile lor proprii. Modificări — în anumite limite — ale rezultatelor obţinute ar putea fi determinate de variaţia dimensiunilor agregatelor de mărunţire utilizate.

5. CONCLUZII

Studiile asupra măcinării umede a materiilor prime pentru fabricarea clincherului au arătat că este posibilă determinarea unui coeficient de corelaţie între consumurile specifice de energie ale electromotoarelor morilor industriale de aceleaşi tipodimensiuni şi cele ale electromotorului morii de laborator. Lucrările s-au extins asupra unei game largi de materiale, cu aptitudini la măcinare determinate pe moara de laborator, variind între 13,5 şi 36,5 kWh/t.

Aceasta permite ca, în viitor, în cazul studierii unor materii prime noi, să se poată determina, cel puţin într-o primă etapă, cu ajutorul diagramei $C_l = C_l(w_l)$, indicii morilor industriale de tipodimensiuni apropiate de cele ale morilor studiate, chiar dacă aptitudinea la măcinare a materialelor respective nu este egală cu nici una dintre cele ale materiilor prime studiate.

Notaţii

C_l — coeficient de corelaţie $= \frac{w_i}{w_l}$

R_{009} — reziduu pe sita cu ochiuri de 90 μ (4 900 ochiuri pe cm²) în %

w_i — consumul specific de energie al electromotorului morii industriale, în kWh/t

w_l — consumul specific de energie al electromotorului morii de laborator, în kWh/t

Influenţa regimului termic din maşinile Fourcault de tras geam, asupra deşeurilor de fabricaţie

Dr. ing. V. Velea
I.C.M.P.C.

Deşeurile de fabricaţie la cele mai multe cuptoare din sectorul industrial sînt de circa 30%. Dintre acestea o mare parte se produc în maşina de tras şi de aceea atenţia cea mai mare se acordă acestora.

Factorii care determină apariţia procentului mare de cioburi în maşinile de tras sînt diverşi, ca: neomogenitatea temperaturii masei de sticlă pe lăţimea canalelor de lucru şi respectiv a şliţului debiteuzei (ceea ce determină o planeitate necorespunzătoare a benzii de sticlă), centrarea necorespunzătoare a valţurilor transportoare a benzii de sticlă trasă în maşină, funcţionarea incorectă a cuţitelor de tăiat banda de sticlă la maşini, incluziunile din masa de sticlă ce pot să apară de la distrugerea refractarelor sau din amestecul netopit, şi în fine regimul termic de recoacere. Dat fiind faptul că nu este cunoscută influenţa fiecărui factor în parte, părerile specialiştilor care lucrează în acest sector sînt diferite în această problemă. O mare parte dintre aceştia atribuie procentul ridicat de deşeuri în maşini regimului termic necorespunzător din acestea, mai ales acolo unde maşinile de tras au o înălţime relativ mică (5 m din care sînt folosiţi util 3,7 m), faţă de 7—8 m cît au maşinile moderne pentru viteze mari de tras.

Pentru lămurirea acestei probleme, în vederea stabilirii necesităţii înălţării maşinilor (operaţie ce necesită lucrări costisitoare) sau a altor măsuri în vederea reducerii deşeurilor, s-a întreprins un studiu sistematic al influenţei regimului termic din maşina de tras asupra procentului de deşeuri rezultat în aceasta. Acest studiu a fost cu atît mai necesar cu cît în viitor va trebui ca în sectorul industriei geamurilor să se treacă treptat la mărirea vitezelor care sînt relativ mici (în medie 110 cm/min, pentru geamul de 2 mm) faţă de vitezele ce se ating în medie la fabrici cu tehnicitate ridicată (circa 130 cm/min).

Studiul a constat în esenţă din determinarea dependenţei dintre variaţia regimului termic în maşinile de tras şi procentul de deşeuri rezultate. Pentru completarea studiului, în afară de regimul termic din maşinile de tras, s-a urmărit regimul de temperaturi din zona de lucru care determină în parte pe primul.

Experimentările s-au făcut pe un cuptor cu nouă maşini aşezate în cruce, în sistemul clasic.

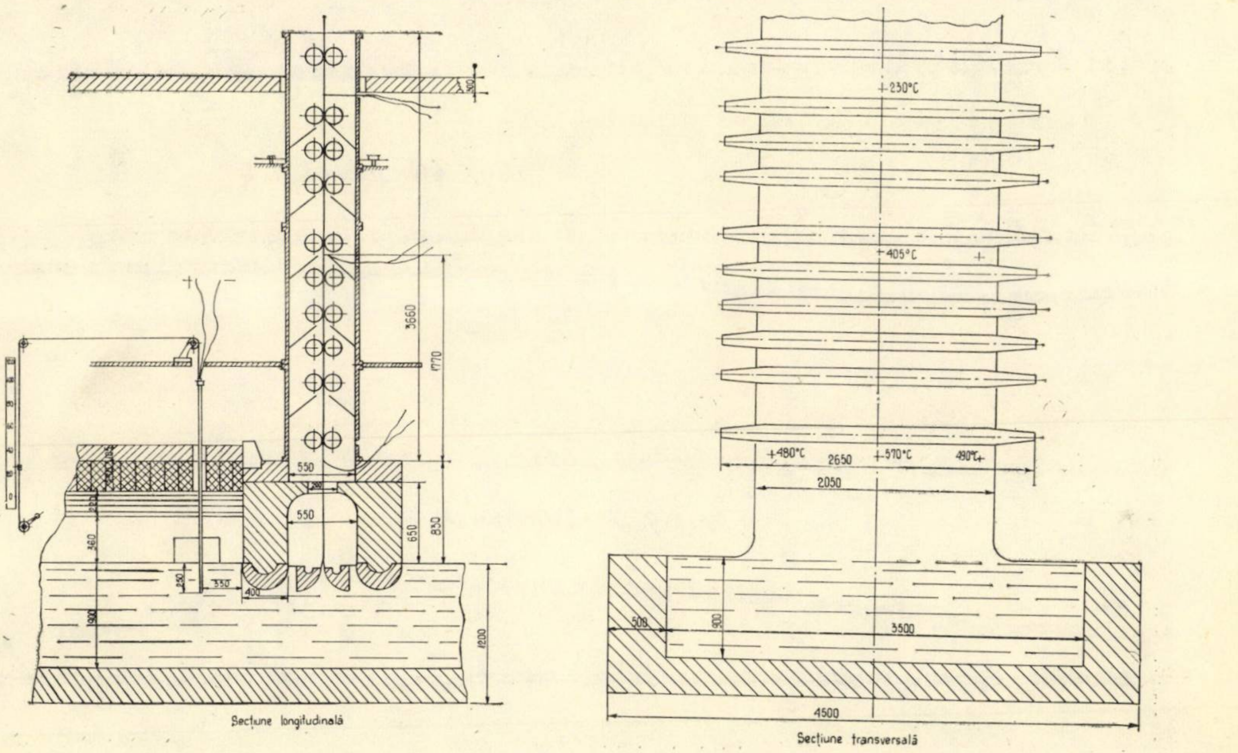
Pentru a mări siguranţa în determinările de temperatură, în locul pirometrului optic şi a aprecierii după simţ a maistrului (mijloace curente de determinare a temperaturilor în zona de lucru, respectiv maşina de tras) la cuptorul studiat s-a instalat un sistem de termocuple de imersie în masa de sticlă topită şi de contact pe banda de geam, prevăzute cu aparate indicatoare sau cu înregistratoare automate a temperaturilor. În figura 1 se prezintă schema instalării termocuplelor în camera de încălzire şi în maşina de tras.

Un termocuplu de imersie Pt—Pt—Rh a fost montat în punctul reper din „gîtul" cuptorului (în figură nu este prezentat) la o adîncime de 30 mm, în aşa fel încît să indice permanent temperaturile curentului de masă de sticlă ce înaintează pentru prelucrare, spre maşini.

Cîte un termocuplu de imersie Pt—Pt—Rh cu instalaţie specială de scufundare şi ridicare în topitură a fost prevăzut în centrul canalului camerelor de încălzire a maşinilor (fig. 1) în aşa fel încît să poată măsura temperatura pe adîncimea masei de sticlă în imediata apropiere a camerei de tras, într-un anumit moment şi variaţiile de temperatură ce apar la un anumit nivel într-o perioadă de timp mai îndelungată.

Trei termocuple de contact Cr.Al au fost montate în zona temperaturilor superioare de recoacere (în cutia de

Fig. 1. Schema instalaţiei de măsurare a temperaturii masei de sticlă în canalele de lucru şi maşinile de tras geam



Secţiune longitudinală

Secţiune transversală

legătură) a maşinii de tras geam, în aşa fel încît să măsoare temperaturile de la mijlocul şi marginile benzii (fig. 1). Alte trei asemenea termocuple au fost instalate pe banda de sticlă,la nivelul temperaturii inferioare de recoacere (între perechile 5 şi 6 de valţuri ale maşinii de tras). De asemenea s-a prevăzut un termocuplu Fe.Co la mijlocul benzii de sticlă, înainte de ieşirea din maşina de tras.

Studiul influenţei variaţiei regimului termic asupra procentului de cioburi s-a făcut iniţial pe o maşină (maşina nr. 6 a cuptorului cu nouă maşini), care din aprecierile maiştrilor producea cel mai mare procent de deşeuri.

Pentru stabilirea procentului de deşeuri rezultat în această maşină s-au determinat vitezele de tragere a benzii de sticlă, lăţimea benzii şi a bortinelor, grosimea geamului, cantitatea de geam tras.

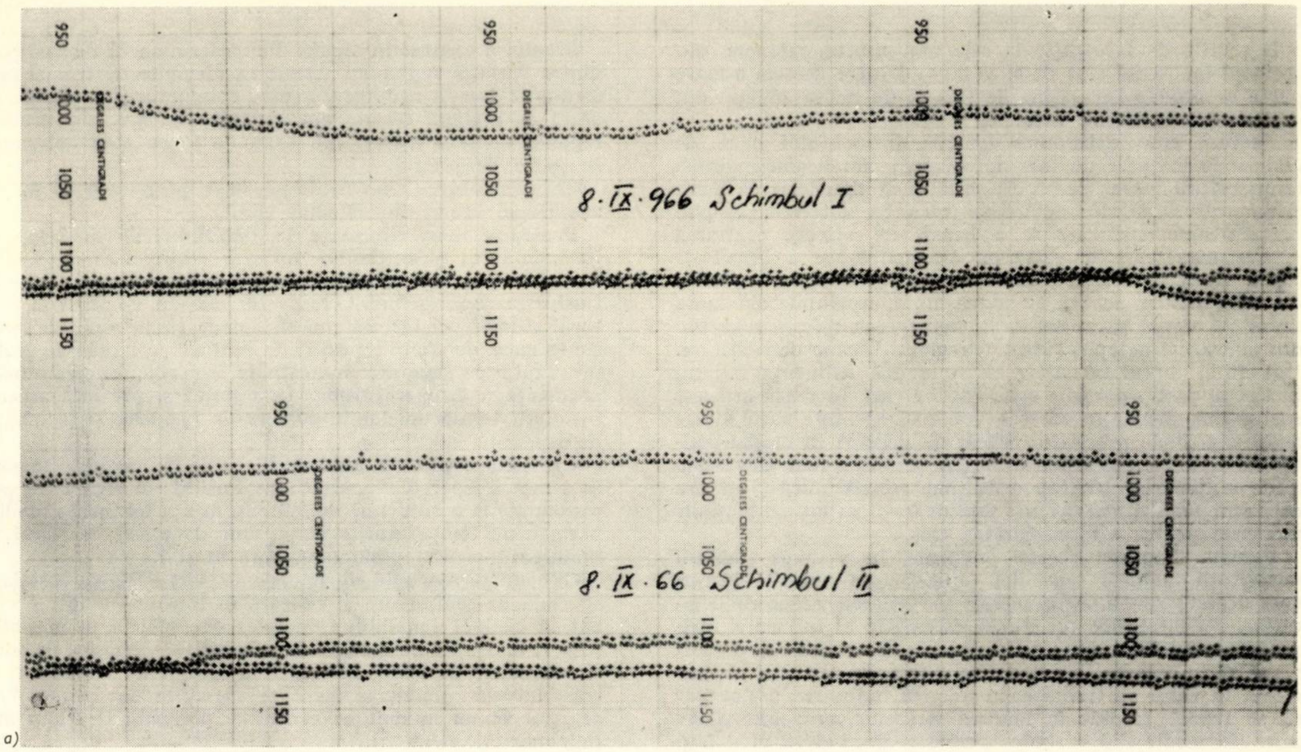
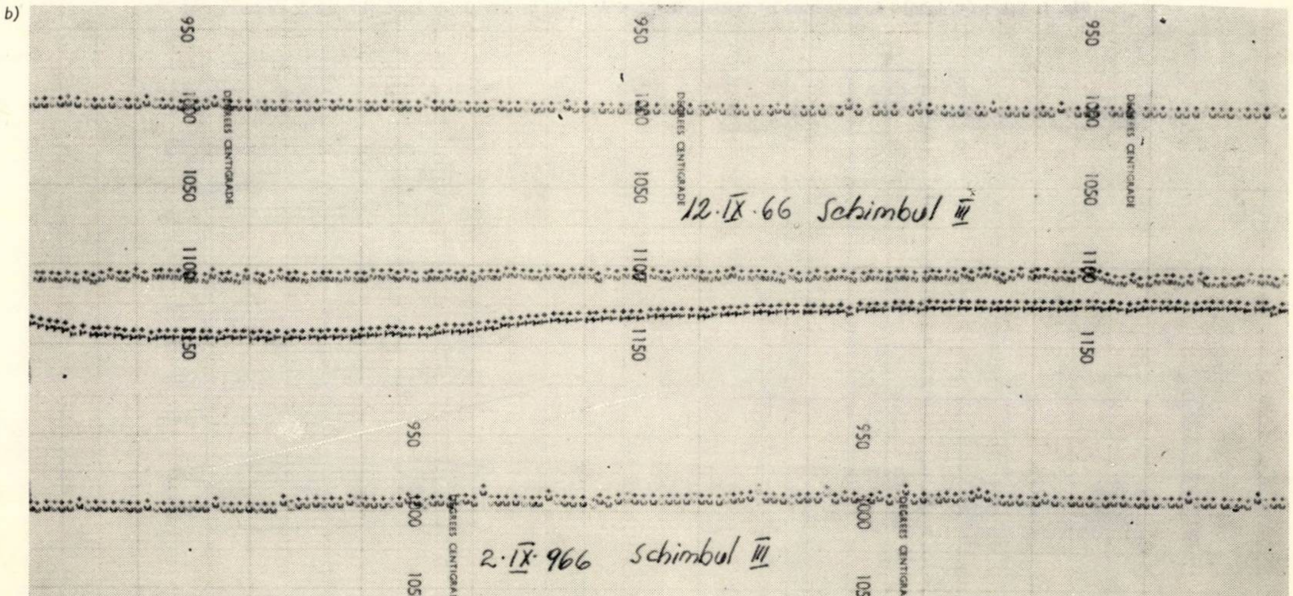


Fig. 2. Variaţii de temperatură mai importante constatate la masa de sticlă din zona de lucru (gîtul cuptorului, camera de încălzire, camera finală)
1 — gîtul cuptorului ; 2 — camera finală ; 3 — camera de încălzire



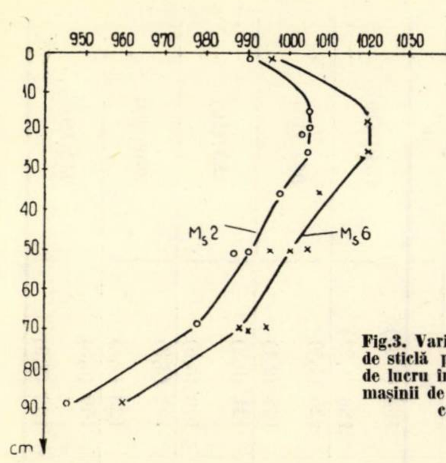


Fig.3. Variaţia temperaturii masei de sticlă pe adîncimea canalului de lucru în camera de încălzire a maşinii de tras geam la un cuptor cu nouă maşini

Cele mai reprezentative date cu privire la regimul termic, stabilite în decursul experimentărilor, sînt prezentate în figura 2.

Din figura 2 se vede că regimul termic în zona de lucru prezintă variaţii mari. Abaterile de temperatură constatate în masa de sticlă din zona de lucru în decursul experimentărilor au fost de circa 20...30°C pe perioada unei zile, iar în decurs de o lună s-au înregistrat variaţii de aproximativ 100°C. Înregistrările de temperatură făcute în zona de lucru arată că o variaţie mare de temperatură are loc în camera finală şi la gîtul cuptorului, care de altfel sînt punctele asupra cărora se acţionează pentru menţinerea constantă a temperaturii din bul (circa 940°C).

Variaţii importante s-au constatat şi în camera de încălzire, însă acestea sînt mai rare decît cele arătate anterior.

În ce priveşte variaţia temperaturii topiturii pe adîncimea canalului în camera de încălzire (fig. 3), determinările au arătat că, în general, forma corespunde cu formele stabilite şi indicate de alţi cercetători, cu deosebirea că gradientul de temperatură a masei de sticlă dintre suprafaţa şi fundul canalului este mai mic şi anume 45–65°C faţă de circa 150°C.

Variaţiile mari de temperatură din zona de lucru duc inevitabil la variaţii de temperatură în camera şi maşina de tras, dat fiind că acestea nu au dispozitive care să fie în măsură să regleze variaţiile mari de temperatură venite din acea zonă.

În figura 4 se dă un exemplu tipic de modul cum a variat temperatura benzii de sticlă în timp, la nivelul temperaturilor superioare şi inferioare de recoacere ale maşinii studiate. Din diagrame se vede variaţia relativ mare a temperaturilor la marginile benzii de geam şi constanţa relativă a celor de la mijloc, lucru stabilit şi de alţi cercetători. Aceasta se explică prin influenţa nefavorabilă a aerului rece ce intră din exterior prin orificiile deschise ale maşinii. Se constată de asemenea o diferenţă mare de temperatură între mijlocul şi marginile benzii de geam. Din înregistrările făcute pe timpul experimentărilor s-a constatat că în cursul unei zile pot fi înregistrate variaţii de temperatură a benzii de geam la diferite niveluri, pe înălţimea maşinii, ce ating în medie 40...160°C în zona cutiei de legătură, 40...100°C între perechile 5–6 de valţuri şi 40°C înainte de ieşirea din maşină. După cum s-a constatat, aceste variaţii de temperatură în timp sînt mai mari la partea inferioară a maşinii şi se reduc spre partea superioară.

Diferenţele de temperatură determinate pe lăţimea benzii au fost în medie de 100°C.

Variaţia procentului de deşeuri rezultat în maşină pe o perioadă de o lună din timpul cînd s-au înregistrat variaţiile de temperatură amintite anterior, este arătată în figura 5. Procentul mediu de deşeuri în maşină este de 20%. La celelalte maşini s-au stabilit următoarele procente de deşeuri în decursul experimentărilor:

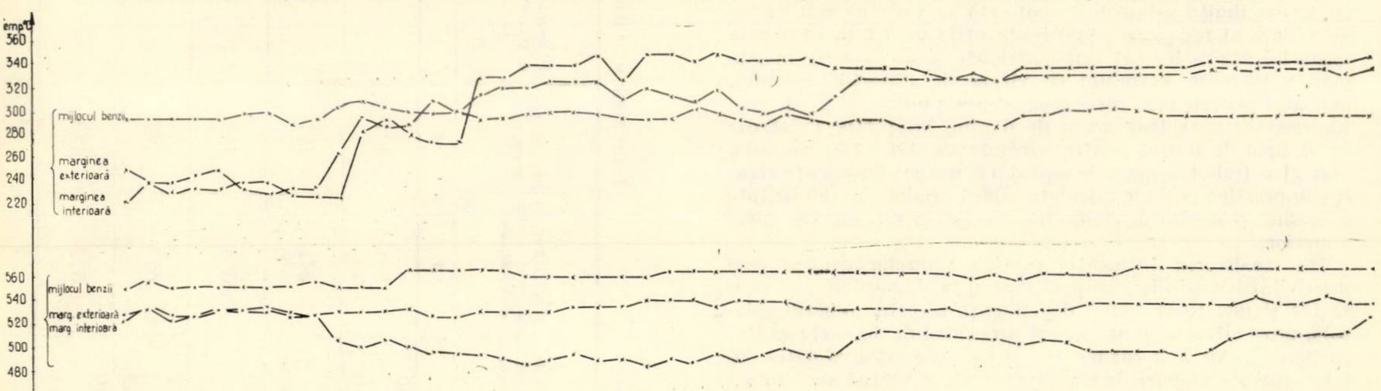
maşina 1 – 15%, maşina 2 – 15%, maşina 3 – 15%,
maşina 4 – 20%, maşina 5 – 15%, maşina 7–18%,
maşina 9 – 15%.

Cu ocazia acestor experimentări s-a constatat că nu se poate stabili o relaţie precisă între procentul de deşeuri şi regimul termic din maşinile de tras geamuri. Astfel, s-au constatat momente cînd banda de sticlă s-a spart, dar curba de temperaturi din maşină nu s-a schimbat. Sau dimpotrivă, s-au constatat unele abateri locale de la curba de recoacere obişnuită, fără a se înregistra spargeri de bandă de sticlă.

Primul caz se poate explica prin aceea că asupra benzii de sticlă, care se află totdeauna într-un anumit stadiu de tensionare termică (admis pentru un regim termic normal), influenţează şi alţi factori care măresc tensiunile iniţiale ducînd adesea la spargeri, fără ca regimul termic din camera şi maşina de tras să se schimbe. Al doilea caz, arătat mai sus, se poate explica prin restabilirea temperaturii normale a benzii în timpul deplasării ei în maşină şi prin o grupare favorabilă a tensiunilor provocate de toţi factorii prezenţi în timpul răcirii.

Lipsa unei corelaţii între procentul de cioburi produs prin ,,eilof'' în maşinile de tras şi regimul termic nu diminuează cu nimic importanţa stabilizării acestui regim pe înălţimea maşinii şi omogenizarea lui pe lăţimea maşinii. Cu cît tensiunile provocate de regimul termic vor fi mai mari, cu atît este necesar un efort mai mic din partea factorilor secundari de tensionare a benzii pentru a produce spargeri. În cazul extrem, cînd tensiunile termice sînt foarte

Fig. 4. Variaţia temperaturii benzii de sticlă trasă [la nivelul cutiei de legătură (a) şi perechilor 5–6 de valţuri (b)] pe o perioadă de 54 de ore



mari, nu este necesară influenţa altor factori deoarece spargerea benzii se produce numai datorită acestor tensiuni.

În decursul experimentărilor s-a constatat că diferenţele de temperatură ce au loc în timp, la diferite niveluri pe înălţimea maşinii, sînt mai puţin periculoase decît diferenţele de temperatură ce apar între mijlocul şi marginile benzii mai ales cînd acestea depăşesc 40°C, lucru care este confirmat şi de alte lucrări.

În scopul reducerii neuniformităţii temperaturilor pe lăţimea benzii de sticlă s-a procedat la închiderea camerelor şi maşinilor de tras la şase maşini.

În cursul experimentărilor de închidere a camerelor şi maşinilor de tras geam s-a constatat că, în condiţiile existente la cuptorul experimental, pot apărea defecţiuni la bortinele benzii de 2 mm şi la cele de 5—6 mm grosime. Astfel, în primul caz, prin închiderea completă a camerelor şi a părţii inferioare a maşinilor de tras, bortinele, care au fost iniţial fasonate normal, se reîncălzesc în partea superioară a camerei de tras şi se ondulează. Ondulele rigidizate prin răcire duceau la spargeri în momentul tăierii geamului. Din această cauză a fost necesară menţinerea insuflării cu aer la bortine, în partea superioară a camerei de tras geam de 2 mm şi păstrarea deschisă a orificiului de observaţie a camerei de tras, în proporţie de 50%. În cazul maşinilor care trăgeau geam de 5—6 mm s-a constatat că, şi în cazul în care erau închise camerele şi maşinile, bortinele erau prea reci, se tensionau mai puternic decît restul benzii şi produceau spargeri care înaintau de-a lungul bortinelor adesea pe tăietura cuţitului, iar uneori se transformau în spargeri pe toată banda. La aceste maşini a trebuit să se încălzească bortinele cu flacără pentru o funcţionare normală.

La maşinile care au tras geam de 3—4 mm grosime, prin închiderea camerelor, s-a ajuns la un regim îmbunătăţit de funcţionare, fără a mai fi nevoie de răcirea sau încălzirea suplimentară a bortinelor.

După cum se vede şi din exemplul prezentat în figura 6, repartiţia temperaturilor pe lăţimea benzii, după închiderea maşinilor în modul arătat, este esenţial îmbunătăţită, diferenţa maximă dintre marginile şi mijlocul benzii de sticlă fiind de circa 35°C faţă de aproximativ 100°C, constatate în determinările dinaintea închiderii aceloraşi maşini.

Într-un regim de temperaturi de lucru îmbunătăţit şi stabilizat s-a constatat că procentul de deşeuri s-a redus cu 4%. Procentul de deşeuri rezultat din bortine pe timpul experimentărilor a fost de 8%, iar alte 8% s-au datorat altor factori ce acţionează în camera şi maşina de tras.

Se naşte întrebarea : ce se va întîmpla cu procentul de rebuturi în cazul cînd se vor mări vitezele de tragere de la circa 110 cm/min la 120—130 cm/min (geam bază de 2 mm grosime).

Pentru a răspunde acestei întrebări s-a calculat rezerva capacităţii de recoacere a maşinilor. S-au experimentat vitezele mărite de 120—130 cm/min pe un cuptor cu şase maşini, pe o durată de două luni. S-a determinat creşterea productivităţii şi tensiunile interne pe secţiunea geamului. Rezultatele obţinute sînt date în tabelele 1, 2, 3 şi în figura 6.

Comparînd viteza de răcire calculată (tabela 1 col. 10) cu viteza limită admisibilă (col. 11) se vede că din punct de vedere al recoacerii, înălţimile utile de 3,7 m existente (plus 1,5 răcire liberă) sînt suficiente şi nu trebuie mărite pentru tragerea geamului cu viteze de 120—130 cm/min, mai ales pentru cele care trag geam subţire de 2—4 mm. La maşinile care trag geam de 6 mm, înălţimile existente se apropie de limită pentru vitezele de 120—130 cm/min, mai ales ţinînd seamă de faptul că nu pot fi aplicate riguros în practică curbele calculate, dacă gradul de tehnicitate a maşinii şi modul de deservire a acesteia nu sînt de nivel superior.

Din analizarea influenţei măririi vitezelor asupra productivităţii maşinilor, respectiv asupra deşeurilor, s-a constatat şi aici lipsa unei dependenţe directe, general valabile, între vitezele de tragere şi procentul de deşeuri rezultat în maşină. Au fost cazuri cînd o dată cu mărirea vitezelor procentul de cioburi, în loc să crească, a scăzut sau nu s-a schimbat. Ca exemplu se dă figura 7 (pentru perioada 17 VI—30 VI. 1966), sau dimpotrivă o dată cu scăderea vitezelor a crescut procentul de deşeuri (fig. 7, perioada 27 IV—10.V.1966).

Lipsa unei dependenţe permanente între viteza de tragere a geamurilor şi procentul de rebuturi ce rezultă în maşini confirmă faptul semnalat anterior şi anume că spar-

Tabela 1

Rezultatele calculelor de verificare a curbelor de recoacere la maşinile de tras geam înalte de 3,7 m

Grosimea geamurilor (mm)	Viteza de tragere (m/min)	Temp. super. de rec. în°C (Adams şi Williamson)	Temp. inf. de rec. (°C)	Diferenţa între temp. inf. de rec. şi temp. geamului la rupere (80°C)	Viteza de răcire în zona de rec. $R = \frac{20}{13a^2}$ (°C/min)	Timp de şedere în zona de rec. (min).	Înălţimea zonei de rec. a maş.(m) (col. 2 × col. 7)	Înălţimea zonei de răcire de la temp. inf. de rec. la temp. de 80°C (m) ($H_{total} - H_{rec}$)	Viteza de răcire de la temp. inf. de rec. la 80°C în °C/min şi faţă de v. de recoacere l. Col. 6 / Col. 10 : Col. 6	Viteza de răcire limită admisă după Adams şi Williamson în °C/min şi faţă de viteza de rec. 20/13a²
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
2	1,20	584	484	404	153,8	0,7	0,84	2,86	168 (1,09)	1540 (10)
	1,30						0,91	2,80	188 (1,23)	
3	0,80	571	461	391	68,4	1,5	1,2	2,50	125 (1,9)	685 (10)
	0,87						1,3	2,40	142 (2,1)	
4	0,60	563	453	383	38,4	3	1,8	1,90	121 (3,2)	385 (10)
	0,65						1,95	1,75	142 (3,6)	
5	0,48	557	447	377	26,6	4	1,9	1,80	101 (3,8)	266 (10)
	0,52						2,1	1,60	123 (4,6)	
6	0,40	550	440	370	17,1	5,9	2,3	1,40	106 (6,3)	171(10)
	0,43						2,5	1,20	133 (7,8)	

Tabela 2

Influenţa măririi vitezelor de tragere a geamului asupra producţiei maşinilor la cuptorul experimentat

Grosimea (mm)	Valoarea medie a vitezei şi cioburilor în cazul tragerii geamului cu viteze mici (sub 120 cm geam bază/minut)		Valoarea medie a vitezei şi cioburilor în cazul tragerii geamului cu viteze mari (120 – 130 cm geam bază/min)		Sporul mediu de viteză realizat (%)	Sporul mediu de cioburi (%)	Sporul de producţie efectiv realizat la maşini prin creşterea vitezelor
	Viteza cm geam bază/minut	Cioburile (%)	Viteza cm geam bază/min.	Cioburile (%)			
1	2	3	4	5	6	7	8
2	114	17	137	15			
	110	13	121,6	19			
	112	11,2	124	11,7			
Media	112	13,7	127,5	15,2	13,8	10,9	2,9
3	108	11,5	128	20			
	—	—	125	16			
	111,3	20,7	126,6	18,5			
Media	110	16,1	126	18,2	15,0	13,0	2,0
4	100,8	19,0	123,2	23	22,2	21,0	1,2
5 şi 6	105	21,0	114	25,5	8,5	21,8	–13,3

gerile în maşini nu au loc totdeauna din cauza tensiunilor de natură termică din geam, ci la acestea contribuie starea de tehnicitate a maşinilor şi modul de deservire a lor. Totuşi, datele experimentale la care s-au obţinut scăderi sau modificări ale procentului de deşeuri o dată cu mărirea vitezelor pînă la aproximativ 130 cm/min, sînt suficiente pentru a confirma justeţea calculelor din tabela 1, care arată că maşinile au o înălţime acoperitoare în ceea ce priveşte recoacerea normală a geamului tras cu aceste viteze, mai ales pentru grosimile de 2 – 4 mm.

Pentru a stabili totuşi o legătură cantitativă între viteză şi procentul de rebuturi în maşinile de tras geam, s-au luat momente mai mici (de cîteva zile) din perioada experimentărilor, cînd cei doi parametri au fost stabilizaţi şi s-au făcut calculele mediilor pentru viteze de tragere şi pentru cioburile rezultate, grupate pe viteze mici şi mari, pentru geamuri de diferite grosimi. La mai multe grupuri de acest fel li s-a făcut media. Rezultatele obţinute sînt indicate în tabela 2. Din această tabelă se vede că la geamurile subţiri (de 2 – 3 mm) variaţiile de viteză care s-au putut realiza în practică sînt în limite foarte mari. Pe măsură ce creşte grosimea geamurilor, limitele de variaţie a vitezelor se reduc mult. Vitezele medii, maxime, realizate în cursul experimentărilor, exprimate în geam-bază sînt :

pentru geam de 2 mm.....	127,5 cm/min
pentru geam de 3 mm.....	126,0 cm/min
pentru geam de 4 mm.....	123,2 cm/min
pentru geam de 5 şi 6 mm...	114 cm/min.

După cum se vede, vitezele maxime, realizate în condiţiile de tehnicitate existente scad pe măsură

Tabela 3

Tensiunile interne medii ale probelor de geam tăiat prelevate pe perioada experimentărilor

Maşina	Viteza (cm/minut)		Grosimea (mm)	Tensiuni interne medii pe lăţimea benzii de sticlă (mμ/cm)		
	efectiv	bază		Camera finală	Mijloc	Camera încălzire
1	2	3	4	5	6	7
Maşina nr. 1	112	112	2,05	16	17	26
,, 5	112	113	2,10	19	21	23
,, 5	113	113	2,00	17	17	24
,, 5	110	110	2,00	17	17	30
,, 5	118	118	2,10	21	21	30
,, 5	122	122	2,10	16	18	28
Media	114,6	114,6	2,05	17,6	18,5	26,8
Maşina nr. 5	75	112,5	3,00	22	29	37
,, 5	76	114,0	3,00	26	29	37
,, 5	76	114,0	3,00	15	12	29
,, 3	78	117,0	3,00	30	33	39
,, 3	78	117,0	3,00	26	28	37
,, 3	78	117,0	3,00	24	36	43
,, 3	78	117,0	3,00	34	44	55
,, 3	77	115,5	3,00	26	31	36
,, 6	80	120,0	3,00	35	36	49
,, 6	80	120,0	3,00	31	32	46
,, 6	80	120,0	2,90	23	38	50
,, 6	80	120,0	3,00	25	37	38
,, 6	86	129,0	3,00	25	25	38
,, 6	90	135,0	2,90	22	26	39
,, 6	92	138,0	3,00	26	22	34
,, 6	88	132,0	3,00	28	28	45
,, 6	87	130,5	2,90	19	28	41
,, 6	88	132,0	2,90	28	26	39
,, 6	80	120,0	3,00	23	30	39
,, 3	80	120,0	3,00	26	28	37
Media	81,5	122,0	2,98	25,7	30	40,4
Maşina nr. 3	56	112	3,80	29	40	32
,, 3	60	120	3,80	44	38	53
,, 3	59	118	3,90	44	39	52
,, 3	55	110	3,90	44	38	48
Media	57,5	115	3,85	40,3	39	46
Maşina nr. 3	35	105	5,90	61	51	63
,, 3	35	105	5,80	50	50	67
,, 3	35	105	5,70	59	52	72
,, 3	35	105	5,90	47	47	63
,, 3	35	105	6,00	52	50	53
,, 3	36	108	5,70	52	53	57
,, 3	35	105	6,00	21	53	38
,, 3	38	114	6,00	36	52	48
,, 3	38	114	6,00	60	50	53
,, 3	38	114	6,00	26	47	34
,, 3	38	114	6,00	66	47	56
Media	36	108,5	5,90	48	50	55

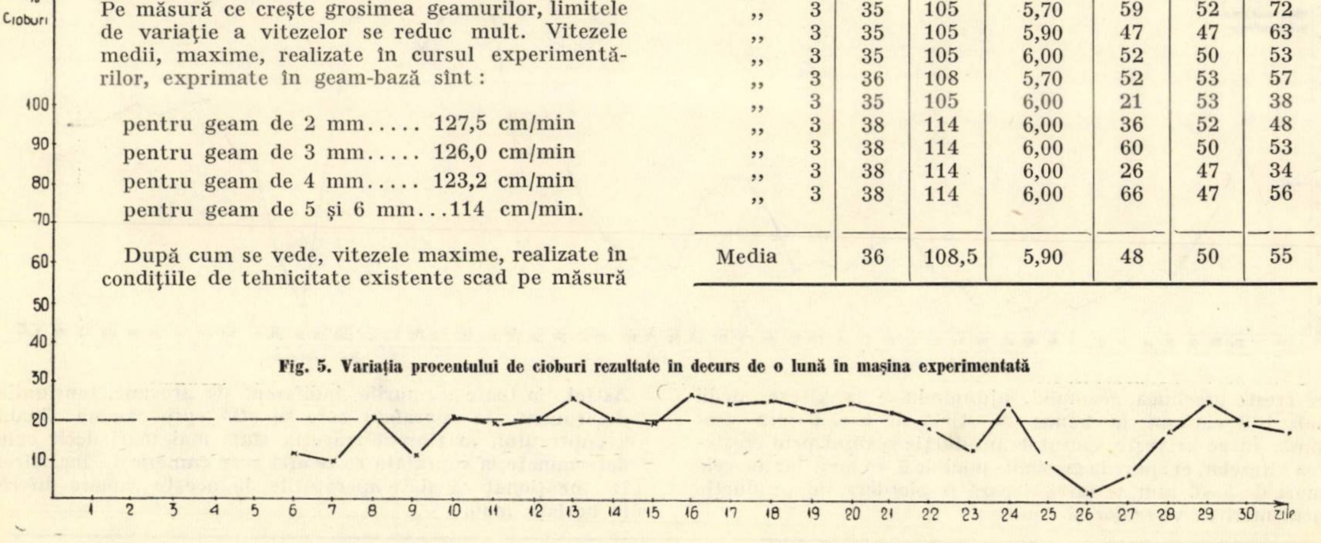


Fig. 5. Variaţia procentului de cioburi rezultate în decurs de o lună în maşina experimentată

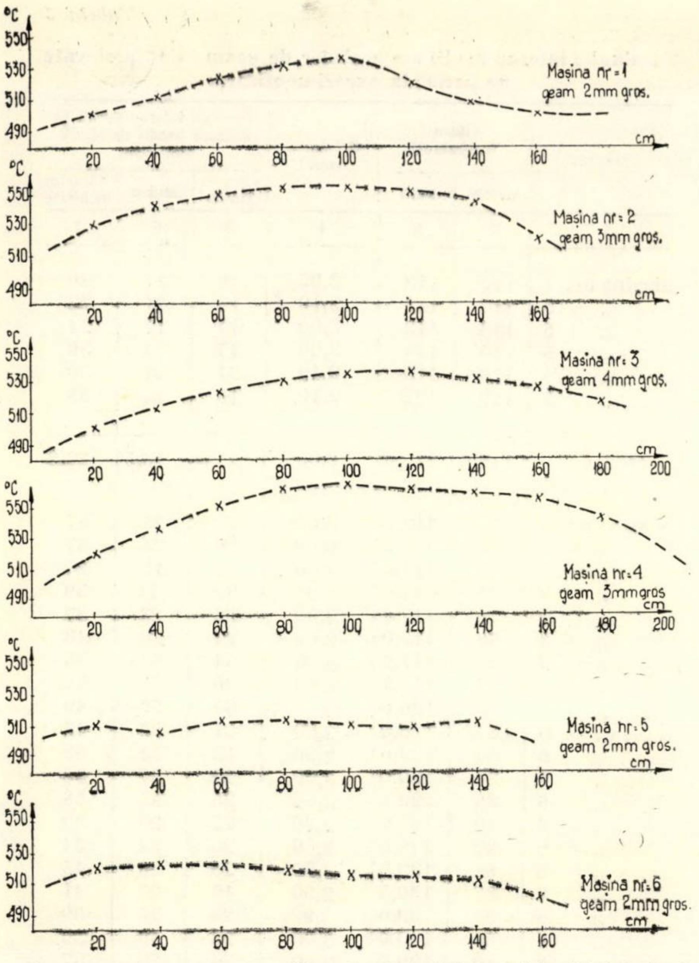
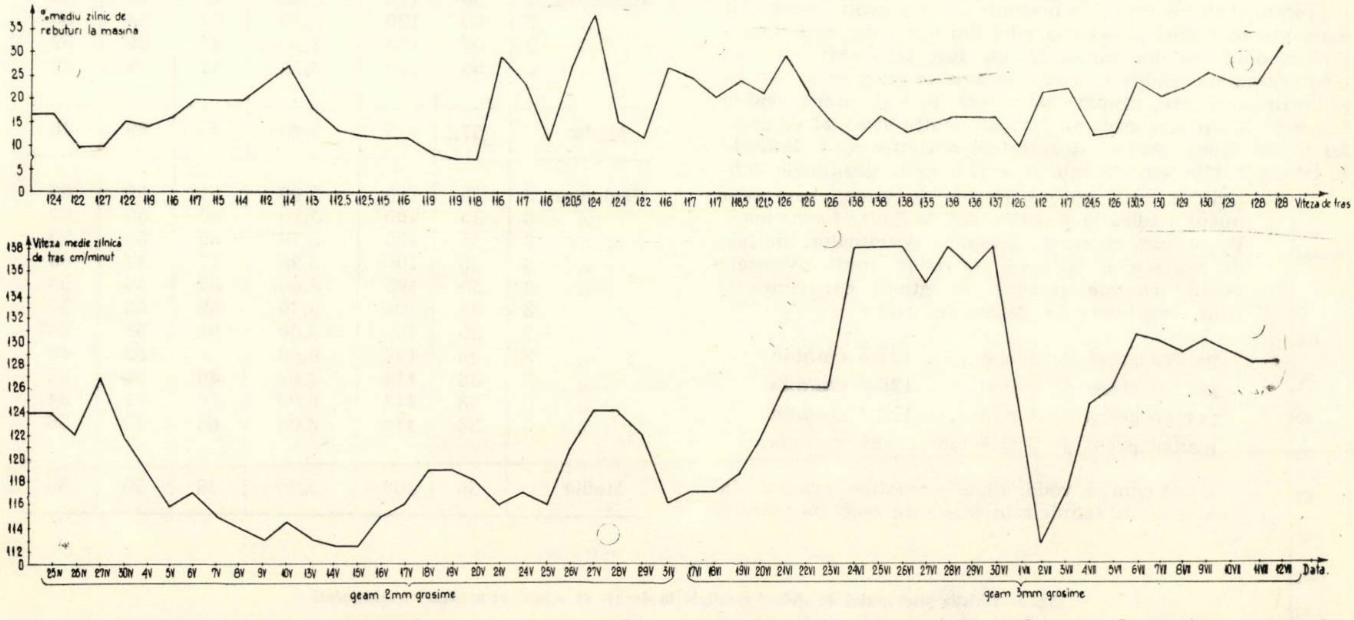


Fig. 6. Variaţia temperaturii pe lăţimea benzii de sticlă la nivelul cutiei de legătură dintre camere şi maşina de tras după închiderea camerelor şi a părţii inferioare a maşinilor studiate

Fig. 7. Variaţia procentului de cioburi în maşină în funcţie de tragerea geamului (de 2 mm grosime)



ce creşte grosimea geamului, ajungîndu-se la viteze medii sub 120 cm/min la banda de sticlă de 5 şi 6 mm grosime. În ce priveşte sporul de producţie realizat prin creşterea vitezelor, el apare la grosimile mici de 2–4 mm, iar la cele mari de 5–6 mm se înregistrează o pierdere de producţie prin mărirea vitezelor şi anume :

pentru 2 mm (viteza creşte de la 112 la 127,5 cm/min) 2,9% spor; pentru 3 mm (viteza creşte de la 110 la 126 cm/min) 2,0% spor; pentru 4 mm (viteza creşte de la 101 la 123 cm/min) 1,2% spor; pentru 5–6 mm (viteza creşte de la 105 la 114 cm/min) 13,3% pierderi.

După cum se vede, sporul de producţie nu este egal cu sporul de viteză, fapt care se apreciază că se datorează tehnicităţii scăzute a maşinilor şi modului necorespunzător de deservire a lor.

Cu privire la tensiunile din geamuri determinate (tabela 3), acestea au o semnificaţie mai mare, privite în funcţie de variaţia grosimii geamului, decît faţă de variaţia vitezei de tragere la una şi aceeaşi grosime în cadrul limitei studiate (pînă la 130 cm/minut). Examinînd valoarea tensiunilor interne medii în funcţie de grosime se constată că se poate stabili o regulă cu valabilitate generală, şi anume :

$$\frac{\Delta n_1}{\Delta n_2} = \frac{\delta_1}{\delta_2}$$

în care :

Δn_1 – tensiunile interne la un geam tras cu o grosime oarecare;
Δn_2 – tensiunile interne la un geam tras cu o altă grosime, mai mare;
δ_1 – grosimea iniţială a geamului;
δ_2 – grosimea mărită a geamului.

Această formulă arată că tensiunile interne care apar în geamul de diferite grosimi, tras în condiţii de recoacere aproximativ identice (la cuptorul examinat condiţiile de recoacere nu au fost schimbate esenţial de la o grosime la alta cînd produsul viteză – grosime a rămas aproximativ constant) sînt direct proporţionale cu grosimea acestui geam.

De exemplu, dacă presupunem că într-un geam de 2 mm apar tensiuni interne cu valoarea de 18,5 mμ/cm, atunci, conform formulei de mai sus, pentru un geam de 6 mm ar trebui să apară următoarea tensiune :

$$\Delta n_2 = \frac{\delta_2}{\delta_1}\,\Delta n_1 = \frac{6}{2}\cdot 18{,}5 \approx 56\ \text{m}\mu/\text{cm}.$$

Aceasta se verifică destul de bine în tabela discutată. O altă constatare ce se poate face cu privire la tensiunile din geam este aceea a repartizării nesimetrice a acestora. Astfel, la toate geamurile, indiferent de grosime, tensiunile determinate la suprafaţa care se află spre camera finală a cuptorului, în timpul tragerii, sînt mai mari decît cele determinate la suprafaţa ce se află spre camera de încălzire. De menţionat că şi temperaturile în aceste camere diferă în acelaşi mod.

DOCUMENTARE

NOU TIP DE POD INTEGRAL PREFABRICAT DIN ELEMENTE TUBULARE CENTRIFUGATE

Institutul unional de cercetări științifice în problema construcțiilor pentru transporturi (TNIIS) a proiectat și a experimentat un nou tip de pod cu fermele principale alcătuite din elemente prefabricate de beton armat centrifugate, de secțiune tubulară.

După ample experimentări pe elemente izolate și pe modele din plexiglas, s-a elaborat proiectul unui pod de cale ferată cu deschiderea de 55 m cu ferme principale din elemente prefabricate de beton armat centrifugat. Primul pod de acest tip a fost executat în anul 1966 pe calea ferată Moscova-Leningrad.

Fermele principale au fost alcătuite din tuburi de beton armat centrifugat cu diametrul de 63 cm și grosimea pereților de 10, 12 și 15 cm. Talpa inferioară a fermelor a fost formată din mici panouri cu lungimea de 11,0 m fiecare, înălțimea fermelor fiind de circa 9,0 m.

Datorită centrifugării elementelor tubulare s-a obținut un beton compact de înaltă rezistență, luîndu-se în calcul o marcă de 600 kg/cm², deși rezistența pe cuburi a betonului era numai 500 kg/cm².

Tuburile destinate elementelor care lucrează la întindere s-au precomprimat din fabrică, efortul de întindere al armăturii fiind preluat de tipar. Elementele care lucrează la compresiune nu au fost precomprimate.

La fermele principale ale noului tip de pod elaborat de Institutul TNIIS s-a aplicat principiul precomprimării în două stadii. Inițial, elementele care lucrează la întindere au fost precomprimate, astfel încît să se anuleze eforturile de întindere din beton date de greutatea proprie, urmînd ca după aceea să se realizeze al doilea stadiu al precomprimării în vederea compensării eforturilor de întindere date de sarcinile de exploatare.

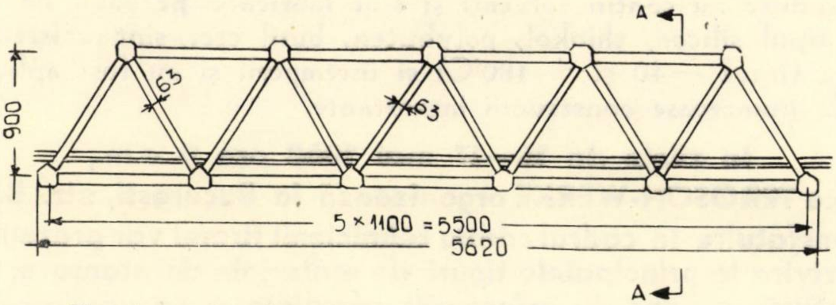
Prin precomprimarea în două stadii, aria secțiunii de beton a elementelor supuse la întindere nu se dimensionează la efortul total din sarcina permanentă și cea accidentală, ci numai la cea mai mare dintre ele. Acest principiu permite realizarea unor economii importante de beton care, în cazul cînd sarcina permanentă este egală cu cea accidentală, ajung pînă la 50%.

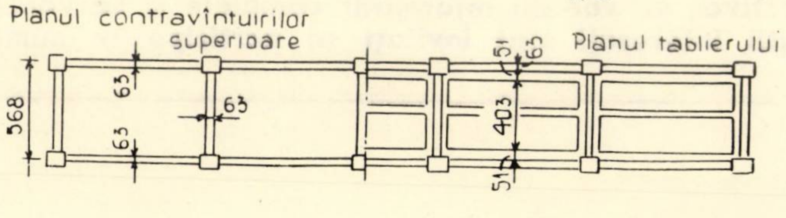
Fermele principale sînt integral prefabricate, fără a fi necesar să se toarne pe șantier beton de monolitizare la îmbinări. Gradul ridicat de precizie și posibilitatea de prefabricare integrală a fermelor principale s-au realizat prin asamblarea prealabilă a elementelor tubulare în poziție orizontală, după conturul fermei și turnarea în această poziție a pieselor speciale pentru noduri. Legătura între elementele tubulare și piesele speciale pentru noduri s-a realizat prin flanșe metalice încastrate în capetele tuburilor și prin buloane cu diametrul de 28 mm, fixate în piesele speciale pentru noduri în momentul turnării acestora pe platforma de asamblare.

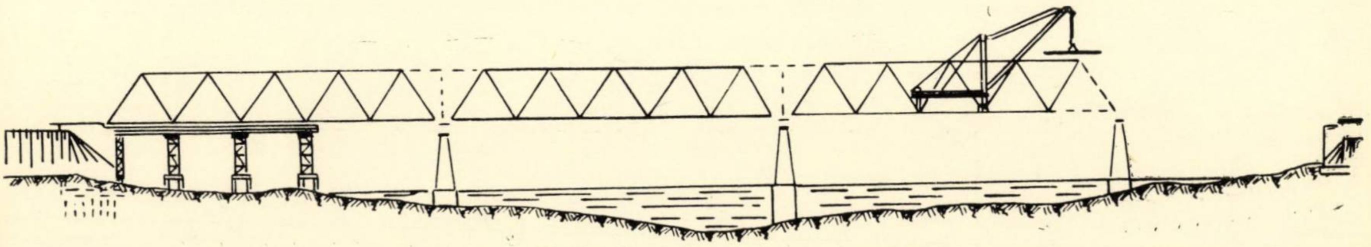
Datorită asamblării elementelor fermelor principale cu flanșe și buloane, fără beton turnat pe loc, este posibilă montarea fermelor în consolă, fără susțineri provizorii, utilajul de montaj deplasîndu-se pe partea de fermă în consolă. Tablierul podului se prezintă sub forma unei rețele de grinzi formată din grinzi transversale legate cu nodurile tălpilor inferioare ale fermelor și din grinzi longitudinale simplu rezemate pe grinzile transversale. Grinzile transversale de secțiunea I au fost executate din beton armat obișnuit, iar cele longitudinale, cu lungimea de 11,0 m, s-au confecționat din beton precomprimat.

Primul pod experimental de tip TNIIS a avut o singură deschidere de 55 m și a fost montat pe reazeme intermediare sub fiecare nod, montajul în consolă fiind avantajos numai la poduri cu mai multe deschideri. Lucrările de montaj s-au desfășurat pe timp friguros, cînd temperatura a scăzut pînă la — 20°C.

Grinzile transversale și longitudinale ale tablierului, precum și elementele tu-







bulare ale tălpilor inferioare ale fermelor principale s-au montat cu o macara portal.

Elementele tubulare ale tălpilor inferioare ale fermelor s-au precomprimat cu şase fascicule formate din 48 fire Ø 5 mm. Preîntinderea fasciculelor s-a făcut cu prese de 120 tone după îndepărtarea reazemelor provizorii. Grinzile transversale ale tablierului s-au solidarizat cu nodurile tălpilor inferioare ale fermelor prin preîntinderea a şapte fascicule din 48 fire Ø 5 mm.

Montajul fermelor principale s-a efectuat cu o automacara tip K - 104 care s-a deplasat pe grinzile longitudinale ale tablierului. Asamblarea fermelor s-a făcut foarte simplu cu ajutorul unor turnuri metalice uşoare de susţinere pe care lucrau doi montori.

Pentru etanşarea îmbinărilor şi protejarea suprafeţelor îmbinate împotriva coroziunii, acestea au fost acoperite cu clei pe bază de răşini epoxidice.

Fasciculele de sîrmă pentru beton precomprimat din interiorul tuburilor tălpilor inferioare şi ale diagonalelor care lucrează la întindere au fost preîntinse în al doilea stadiu, după îndepărtarea reazemelor provizorii, şi au fost protejate prin injectarea unui mortar celular, cu adaosuri expandate, avînd densitatea aparentă de 1 200 - 1 500 kg/m³.

După terminarea tuturor operaţiilor de montaj, piesele metalice de îmbinare s-au betonat, iar zona de beton turnat pe o lăţime de 25 cm s-a acoperit cu răşini epoxidice.

Încercările efectuate au confirmat buna concordanţă între ipotezele de calcul şi rezultatele obţinute.

Calculele tehnico - economice efectuate au arătat că din punct de vedere al consumului de beton şi de armătură, noul tip de pod este sensibil mai economic decît alte tipuri de poduri de beton armat utilizate curent în U.R.S.S., iar în comparaţie cu podurile metalice de aceeaşi deschidere consumul de metal se reduce de 2 — 2,3 ori. Consumul de forţe de muncă la confecţionare şi montaj este foarte redus. Montajul primului pod experimental de noul tip elaborat de Institutul T N I I S s-a efectuat în 35 de schimburi de lucru de către o echipă formată din 5 muncitori. (După "Beton i Jelezobeton" nr. 7/1967)

NOI PRODUSE CHIMICE PENTRU INDUSTRIA MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII

În atenţia întreprinderilor de execuţie!

UZINELE CHIMICE TEROSON-WERKE

Hans Buntestr nr. 4, Heidelberg, R. F. G.

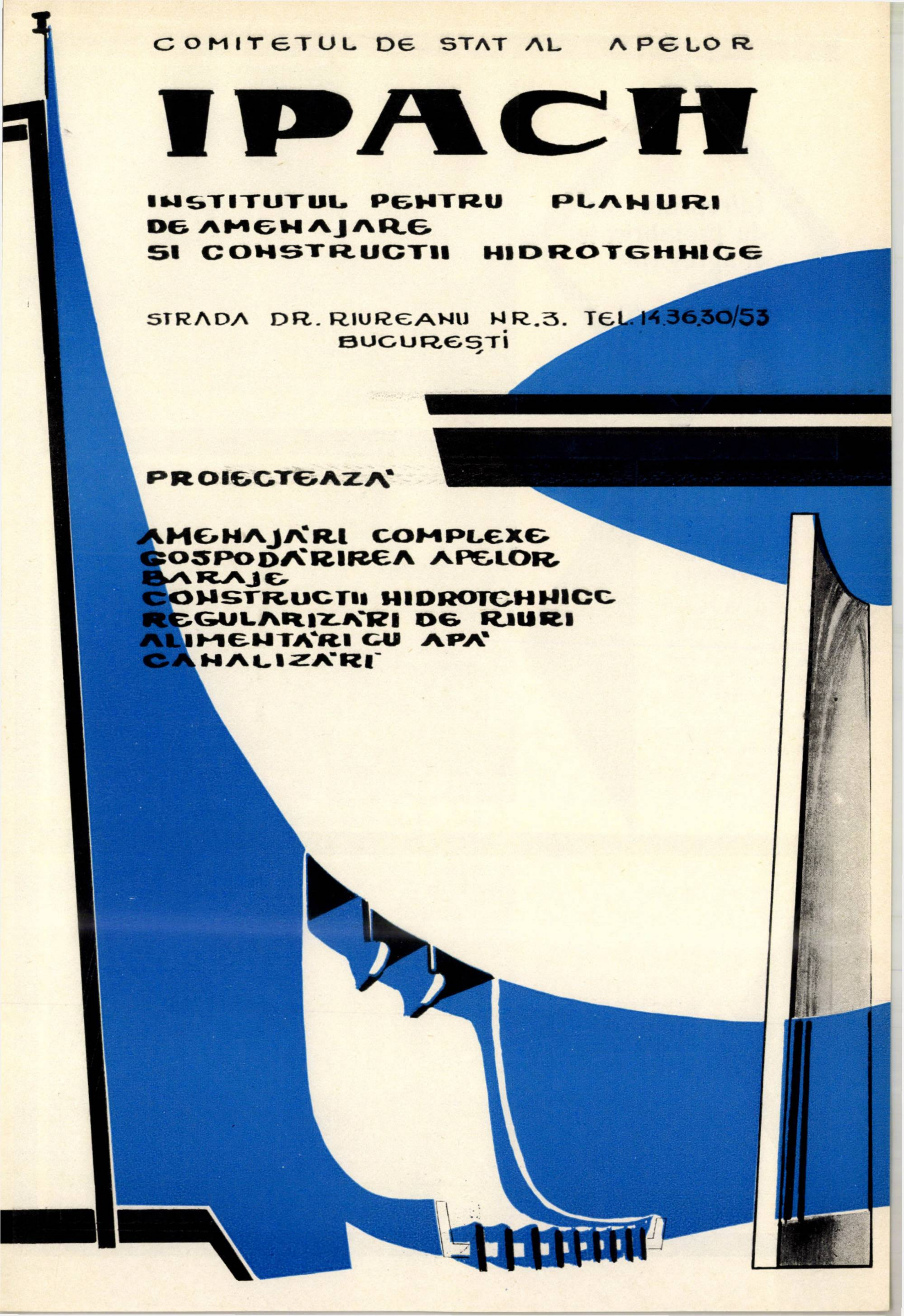
produc şi livrează în 35 de ţări materiale plastice de etanşare, materiale elastice pentru izolarea rosturilor şi umplerea golurilor dintre panourile prefabricate de faţadă, materiale de etanşare cu întărire rapidă pentru rame de uşi şi ferestre.

Aceste produse nu conţin solvenţi şi sînt fabricate pe bază de materii prime superioare de tipul silicon, thiokol, polybuten, butil etc., sînt rezistente la oscilaţii de temperatură (între —40 şi + 180°C) şi intemperii şi au fost aplicate cu succes de mulţi ani la numeroase construcţii importante.

În zilele de 15—17 mai 1968 ora 9 a.m., Uzinele chimice TEROSON-WERKE organizează la Bucureşti, str. Biserica Amzei nr. 5—7 o consfătuire în cadrul căreia tehnicienii firmei vor prezenta o serie de referate cu privire la principalele tipuri de materiale de etanşare, inclusiv aparatura respectivă; se vor da informaţii complete şi se vor prezenta mostre. Specialiştii interesaţi sînt invitaţi să participe în număr cît mai mare.

Publicom

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS KÖZPONT 1883

COMITETUL DE STAT AL APELOR

IPACH

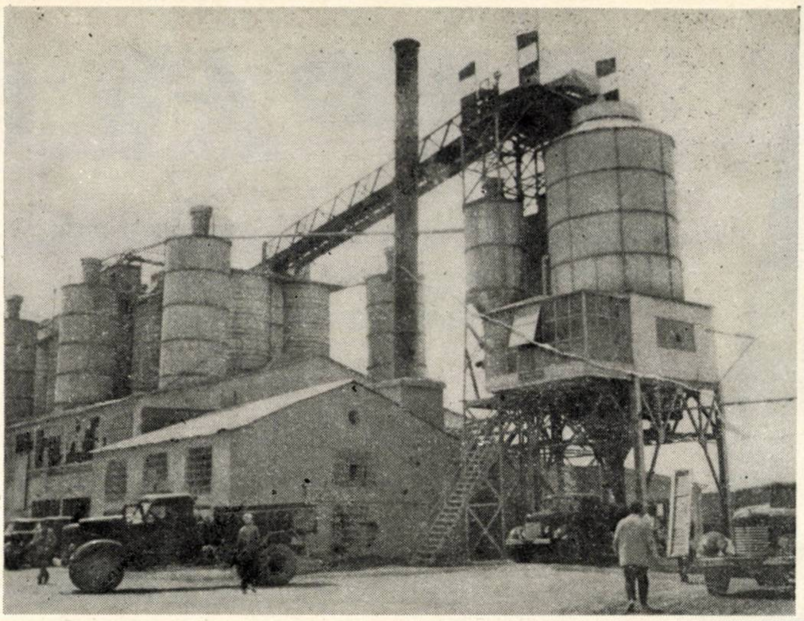
INSTITUTUL PENTRU PLANURI
DE AMENAJARE
SI CONSTRUCTII HIDROTEHNICE

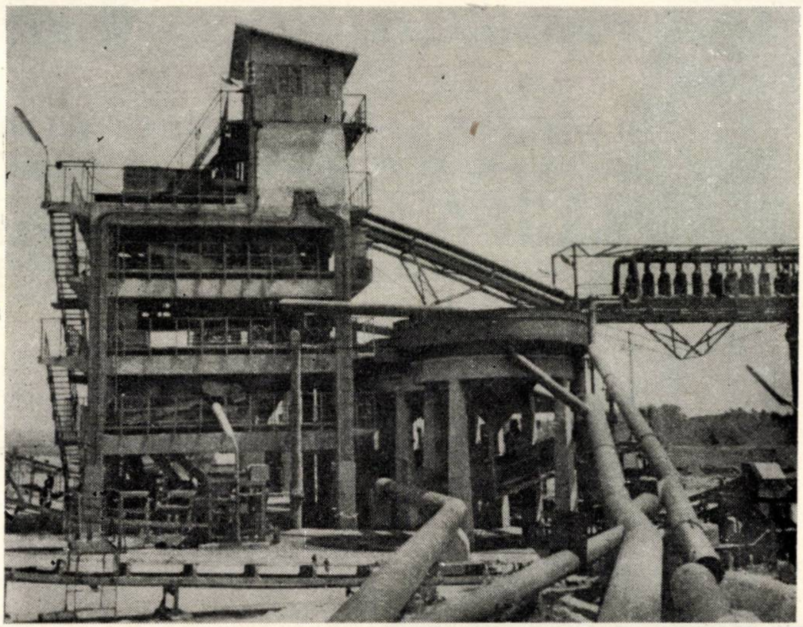
STRADA DR. RIUREANU NR.3. TEL.14.36.30/53
BUCUREȘTI

PROIECTEAZĂ

AMENAJĂRI COMPLEXE
GOSPODĂRIREA APELOR
BARAJE
CONSTRUCTII HIDROTEHNICE
REGULARIZĂRI DE RIURI
ALIMENTĂRI CU APĂ
CANALIZĂRI

Întreprinderea de prefabricate și agregate pentru construcții



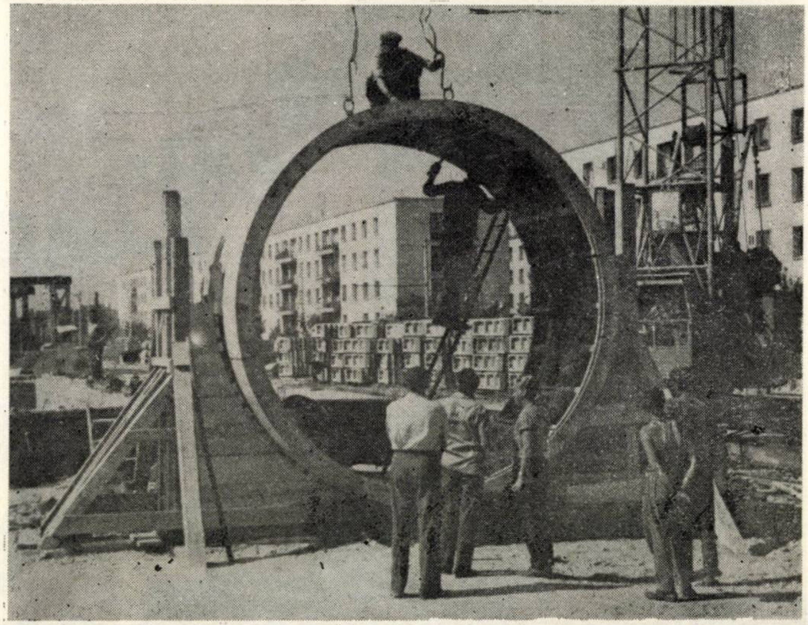


Produce:

Agregate grele — sortate — pentru betoane și mortare.

Prefabricate de beton simplu și armat: bolțari scut mecanic, panouri de fațadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuințe și tip industrial.

Betoane și mortare pentru orașul București.

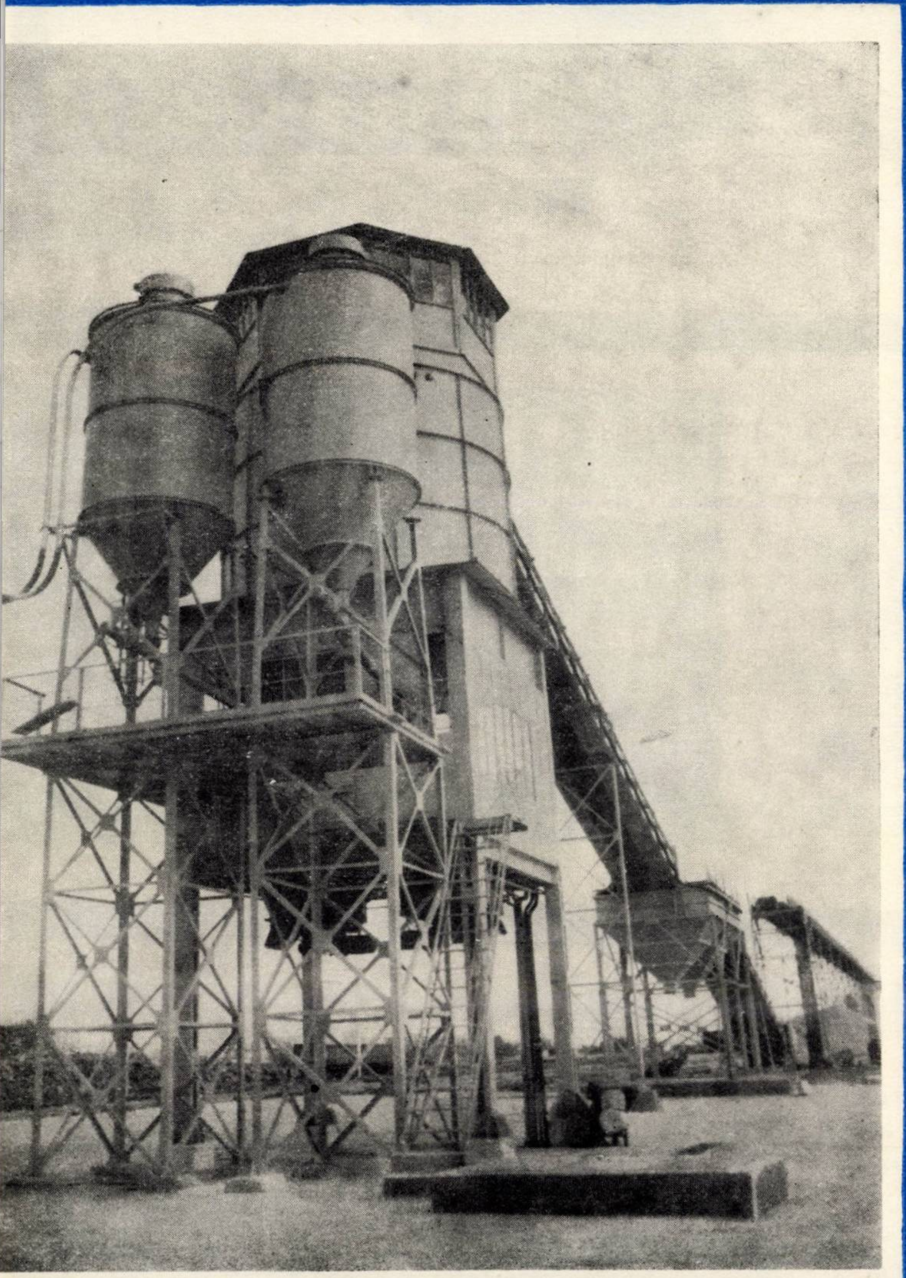


BUCUREȘTI
Str. Pictor N.Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368

DIRECȚIA GENERALA CONSTRUCȚII — MONTAJ BUCUREȘTI

Prin unitățile sale de materiale de construcții

produce:

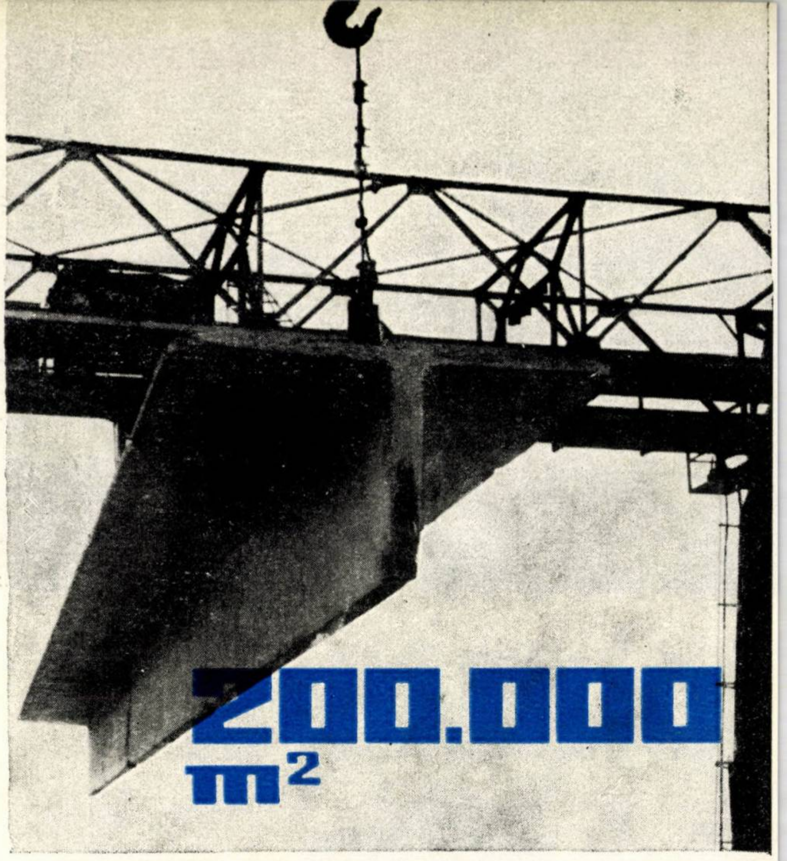


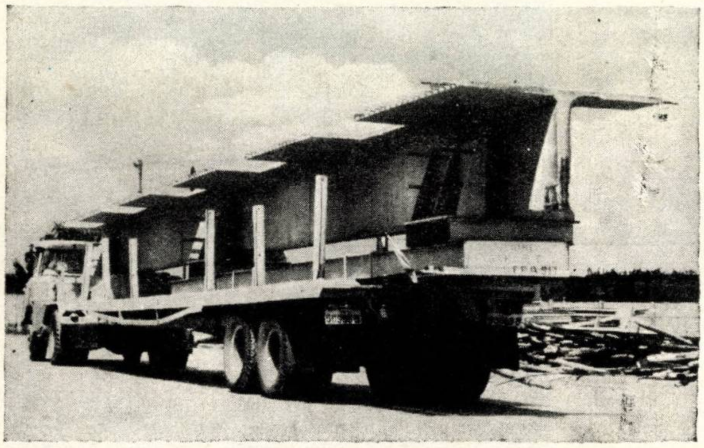
- agregate de balastieră
- elemente de beton armat prefabricat
- prefabricate din beton simplu: dale (simple și mozaicate), borduri etc.
- garduri tip industrial și urban
- materiale de zidărie
- materiale ceramice diverse
- aparataj sani-tehnic
- aparataj electric
- tîmplărie pentru binale

BULEVARDUL GHEORGHE GHEORGHIU-DEJ NR. 27 BUCUREȘTI
TELEFON 16.43.87 ● TELEX: 011.360 DGCM

ÎNTREPRINDEREA
DE
PREFABRICATE

„PROGRESUL"





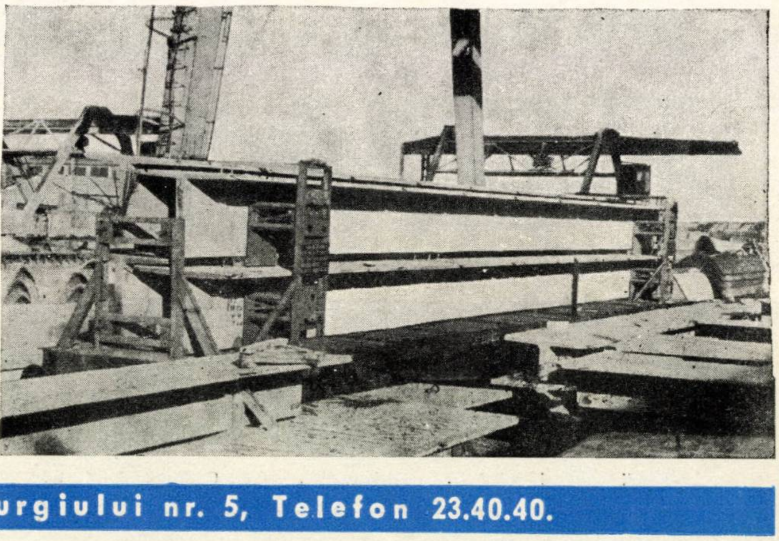
Execută grinzi T din beton precomprimat de 12,0 și 18,0 m deschidere

Peste 200 000 m^2 de hale industriale s-au acoperit cu grinzi T

Transportul grinzilor la șantier este rezolvat atît cu C.F., cît și cu mijloace auto

AVANTAJELE FOLOSIRII GRINZILOR T:

- productivitate ridicată — suprafață mare de acoperire $18 \times 2 = 36\ m^2$
- montaj simplu — cu un singur element se rezolvă acoperișul
- înălțime redusă de construcție — pentru 18,0 m deschidere—$H = 1,0$ m
- se poate rezolva economic un plafon neted
- este posibilă o rezolvare corespunzătoare a ventilației și iluminării



București, Șoseaua Giurgiului nr. 5, Telefon 23.40.40.

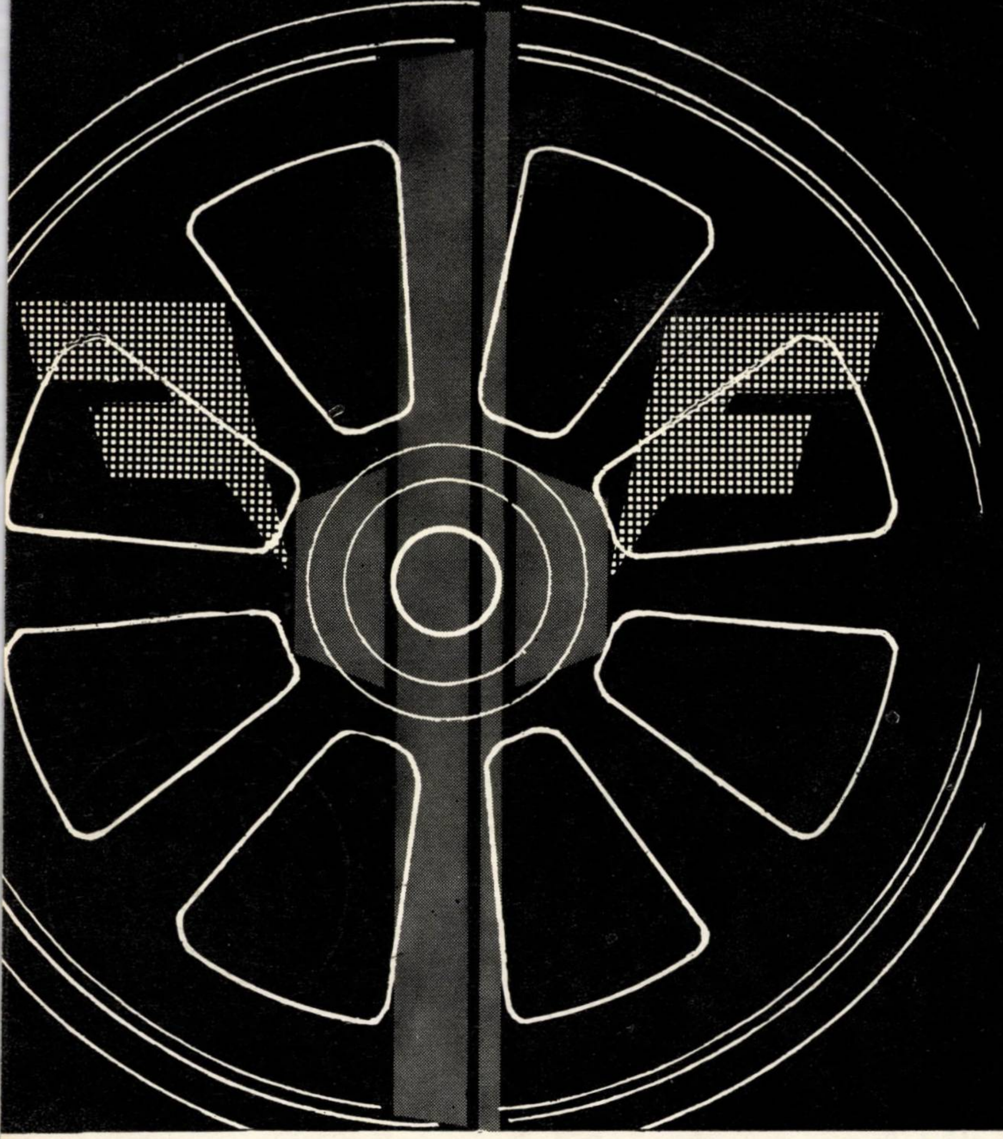
Trustul 1 construcţii-montaje

ucurești, calea victoriei nr. 91—93, telefon 16.73.60—14.56.97

executǎ:

- construcţii industriale
- lucrări speciale de beton armat, beton armat precomprimat, montaje de prefabricate, silozuri, castele de apă
- construcţii metalice
- construcţii civile şi social-culturale
- complexe agro-zootehnice
- montaje de instalaţii tehnologice

IPCF



Întocmește proiecte pentru sistematizarea și centralizarea electrodinamică a complexelor și stațiilor de cale ferată, precum și pentru instalațiile de bloc automat de linie, pe căile ferate simple sau duble.

Institutul are o mare experiență în proiectarea acestor lucrări, realizările sale cuprinzînd :

○ sistematizarea și centralizarea a peste 40 de complexe și stații mari de cale ferată ;

○ sistematizarea și centralizarea a peste 75 stații mijlocii de cale ferată ;

○ bloc automat de linie pe mai mult de 850 km de cale ferată ;

○ Instalații de centralizare dispecer în 5 noduri feroviare și pe 3 secții de linie simplă.

Proiectele de execuție cuprind, atît lucrările de linii necesare, cît și instalațiile de centralizare electrodinamică cu relee, precum și cele de bloc automat de linie.

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE

BUCUREȘTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 și 18.26.10

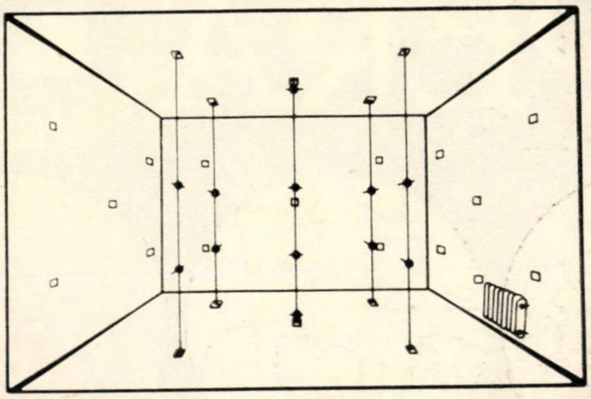
incerc

Institutul de Cercetări în Construcţii şi Economia Construcţiilor

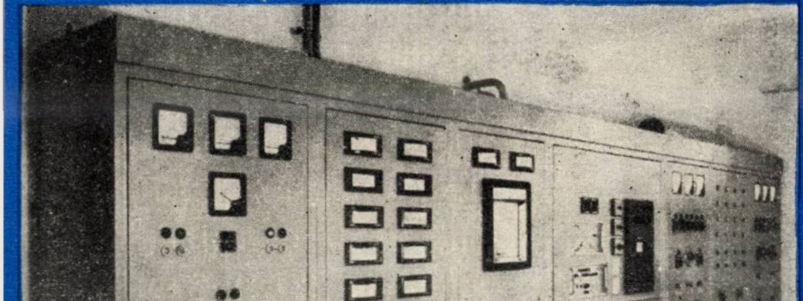
Secţia Instalaţii

Determinarea de caracteristici termice la corpuri statice de încălzire în celula termică INCERC. Puterea termică a corpurilor de încălzire se determină cu precizia de ± 2% folosind o instalaţie special construită, echipată cu aparataj electronic automatizat.

Se asigură perfecta reproductibilitate a măsurătorilor şi se întoçmesc diagramele de catalog ale corpurilor de încălzire încercate.



BUCUREŞTI, ŞOS. PANTELIMON 266



Détermination des caractéristiques thermiques des corps de chauffe dans la cellule thermique INCERC.

L'émission thermique des corps de chauffe est déterminée avec une précision de ± 2% en utilisant une installation spécialement construite dotée d'un appareillage électronique automatisé.

On assure la parfaite reproduction des mesurages et on élabore les diagrammes de catalogue des corps de chauffe essayés.

C.I.L.
PIPERA

OFERĂ

Un bogat sortiment de plăci fibrolemnoase înnobilate prin melaminare și emailare cu o mare varietate de culori și desene; rezistente la uzură și intemperii, stabile, ușor de prelucrat și de întreținut.

Produsele înnobilate își găsesc utilitate pentru execuția produselor de mobilier de uz casnic și industrial, placări de pereți de nave, vagoane C.F.R., autobuze, troleibuze, tramvaie etc.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1963

BUCUREȘTI, ȘOS. PIPERA Nr. 48 **TEL. 33.00**

INDUSTRIALEXPORT

SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ETAT
POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

execute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

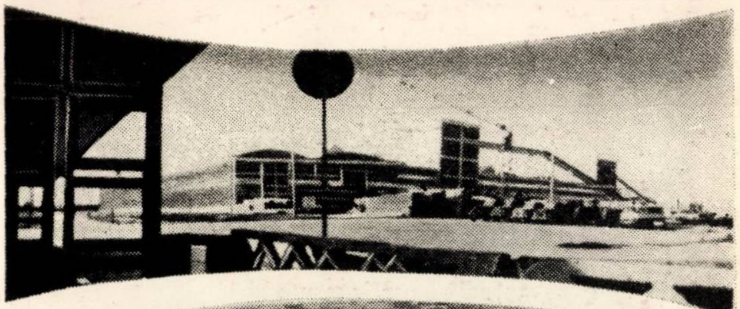
Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 — Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

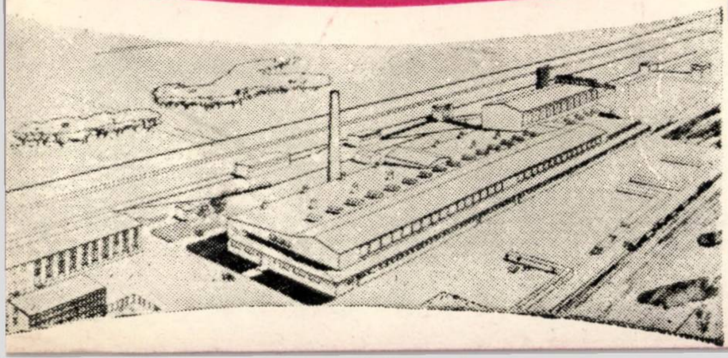
ROMANIAN STATE ENTERPRISE
FOR FOREIGN TRADE

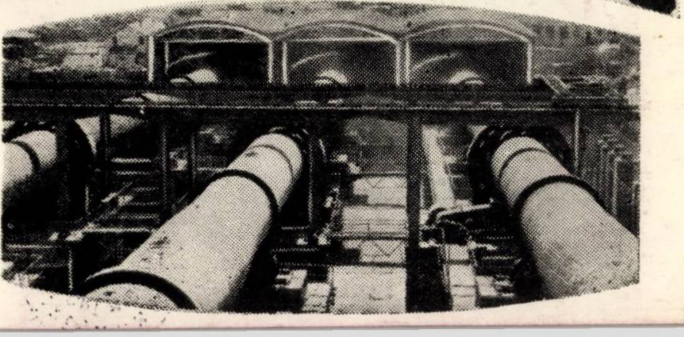
supplies

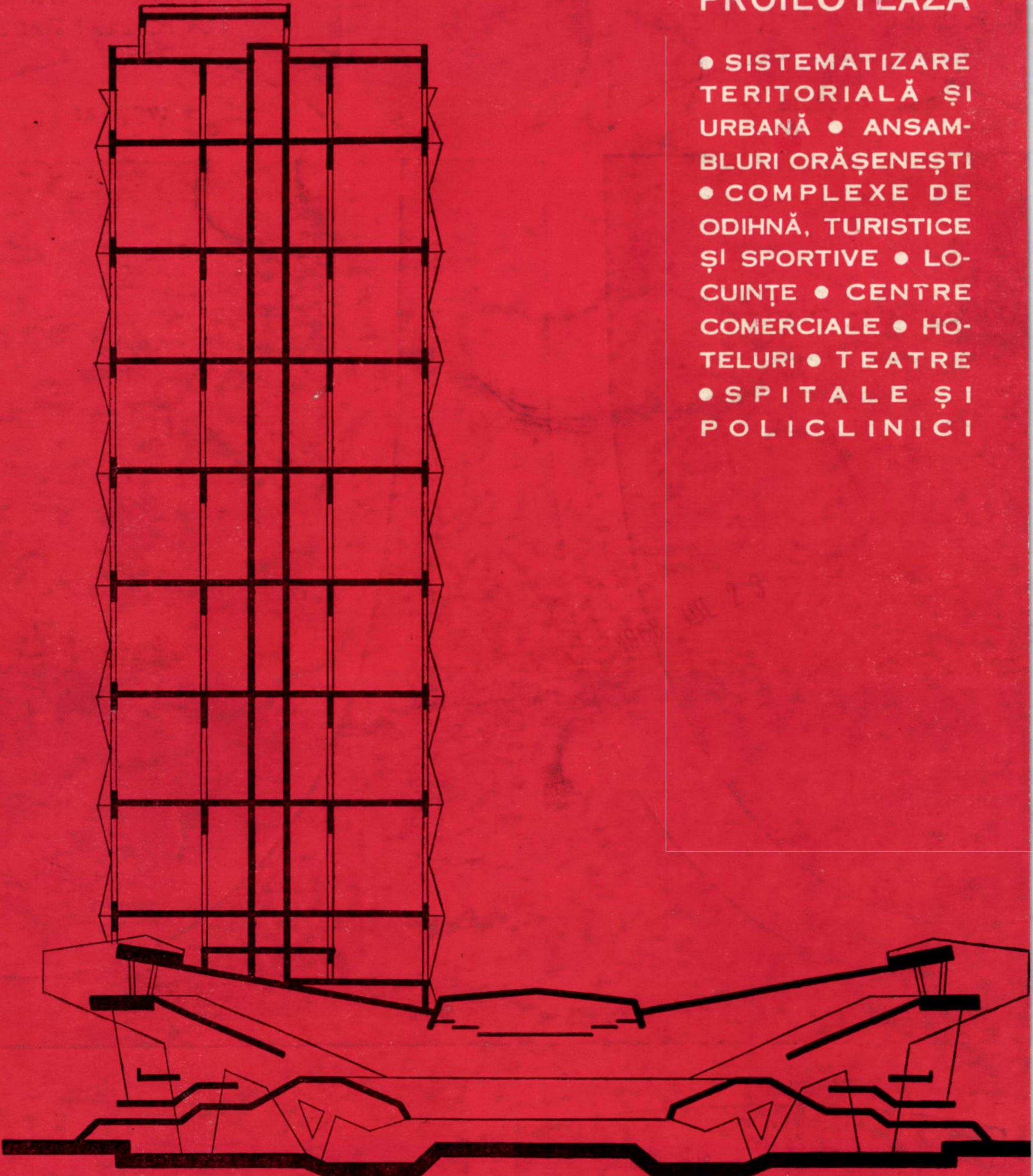
- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.
- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street Bucharest — ROMANIA Telephone: 116 — Telex: 214; Cables : INDEXPORT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA









INSTITUTUL DE STUDII ȘI PROIECTĂRI PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

PROIECTEAZĂ

● SISTEMATIZARE TERITORIALĂ ȘI URBANĂ ● ANSAMBLURI ORĂȘENEȘTI ● COMPLEXE DE ODIHNĂ, TURISTICE ȘI SPORTIVE ● LOCUINȚE ● CENTRE COMERCIALE ● HOTELURI ● TEATRE ● SPITALE ȘI POLICLINICI

ISCAS

BUCUREȘTI 13 ● STRADA SNAGOV NR. 53—55 ● TELEFON: 11.78.40

1968 5

R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

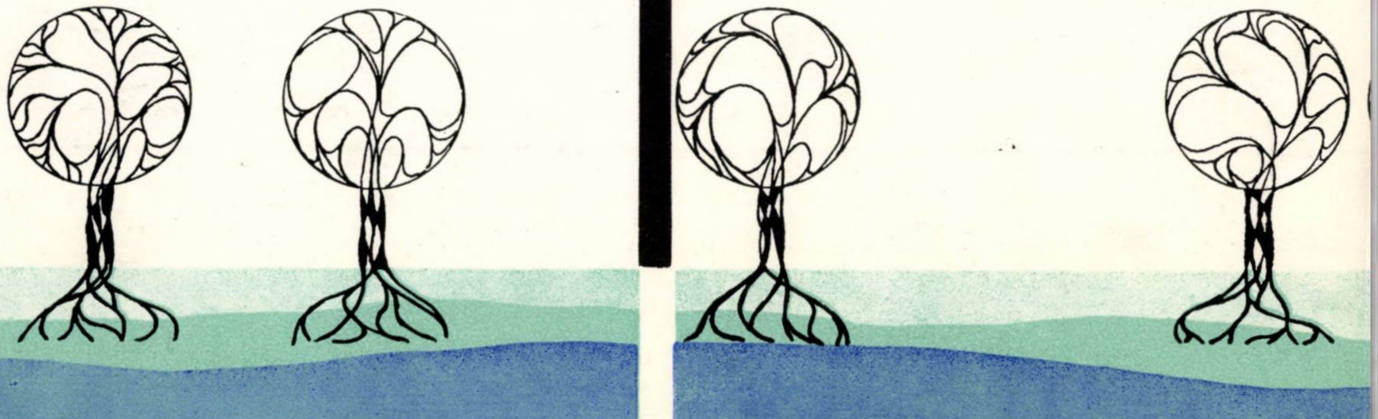
C.S.C.A.S.
INCERC

BAC

BAZA DE ATELIERE PENTR
DESERVIREA CERCETĂRILO
ȘOS. PANTELIMON NR. 26
BUCUREȘTI ROMÂNI

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ
PE BAZĂ DE COMENZ

APARATURĂ
DE
LABORATOR
PENTRU
CERCETAREA PĂMÎNTURILOR DE FUNDARE



APARAT CASSAGRANDE ● APARAT DE FORFECARE CU 3 CASETE ● APARAT EDOMETRU CU 2 SAU CU 6 CASETE ● APARAT PROCTOR NORMAL ● APARAT PROCTOR MODIFICAT ● PRESĂ DE PLASTICITATE ÎNTRE MEDII FILTRANTE ABSORBANTE ● PERMEAMETRU ● SONETA AUTOMATĂ DE COMPACTARE

E1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ŞI A MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCŢII, ARHITECTURĂ ŞI SISTEMATIZARE

5

1968

VOLUMUL 20, Nr. 5

MAI 1968

COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf, ing, Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghiţescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medveţchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

D. MATEESCU, V. BOTA

Grinzi compuse „oţel-beton" cu eforturi iniţiale 22

A. ERDELYI, A. MIHUL, D. ZAICESCU

Sală de sport realizată din elemente spaţiale preturnate în oraşul Gh. Gheorghiu-Dej 24

M. PĂUNESCU, G. VELCU, V. HAIDA

Folosirea piloţilor scurţi prefabricaţi la executarea unui bloc de locuinţe 25

V. PETCU

Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic.(II) Grinzi continue 25

A. MIHUL, A. CUCIUREANU, V. GHERMAN, S. ROTMAN

Sisteme cutate cu secţiune variabilă, alcătuită din dulapi precomprimaţi 26

S. ANDRIEŞ, A. STĂNESCU

Posibilităţi de restabilire a capacităţii portante a elementelor de beton simplu, armat sau precomprimat cu defecte importante prin intermediul răşinilor epoxidice 26

CRONICĂ

RECENZII

DOCUMENTARE

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacţia 13.98.80 ; Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii" şi „Arhitectura"
Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

SUMMARY

D. MATEESCU, V. BOTA: „Steel "concrete composite beams with original stresses

The authors consider the problem raised by composite metallic beams-renforced concrete slabs structures so designed that the beam section would work as an assembly.

In such works either rolled section metallic beams or composite beams may be used, while the reinforced concrete slab may be so designed as to give structures with original stresses.

The authors give a thorough consideration to all known procedures of obtaining original stresses favourable to the way a beam works when charged at the useful limit.

Recommendations on the composite beam design and execution are given for the following cases:

- beams with plain supports – with one opening and with a plurality of openings;
- jointed beams.

Problems related to these constructions are dealt with, such as:

- effect of concrete slow creep;
- determination of the optimal value for the original stress developed in the steel beam.

The authors also present some research work carried out on such structural systems by the laboratory for metallic structures at the Polytechnical Institute in Timişoara.

A. ERDELYI, A. MIHUL, D. ZĂICESCU: A: Sport's Hall in spatial precast elements erected in Gheorghe Gheorghiu-Dej town

A sport's hall was erected in the Gheorghe Gheorghiu-Dej town, having an area of 850 sq. m. and destined both for training purposes and for competitional meetings; it is made out of large sized spatial prefabricated elements.

The authors present the design solution adopted and the actual building system, outlining the benefits resulted from the economic statical and dynamical points of view.

M. PAUNESCU, G. VELCU, V. HAIDA: Use of prefabricated short piles in building dwelling blocks

The authors present a dwelling block in Arad town whose foundations consist in reinforced concrete prefabricated piles, introduced into the earth through vibropercussion. The tool used was a VE-1 vibrator built according to the instructions given by the authors and so adapted that it may be used as a vibropercussion tool.

Detailed information are given concerning the tooling, the way of attaching the tool on the pile upper end, the stages of pile driving into the earth, the time taken by the various operations, soil, stratification, pile reinforcement, and a comparison between the foundation solution adopted and other possible solutions, showing the higher technical and economic efficiency of the former.

V. PETCU: Design of continuous beams, frames and slabs in reinforced concrete within the plastic range (II)

The author describes the problems related to the design, within the plastic range, of continuous beams, the temporary, intermittently acting short time and long time loads which form either a single or a plurality of loading diagrams

A. MIHUL, A. CUCIUREANU, V. GHERMAN, S. ROTMAN: Folded systems with variable section formed of prestressed boards.

SILVIA ANDRIEŞ and ANGELA STĂNESCU: The possibility of restoring the bearing capacity of plain, reinforced or prestressed concrete elements with large defects, by means of epoxyde resins

The authors describe the research work carried out at the Research Institute for Buildings and Building Economy, with a view to estimate the existing possibilities of restoring the bearing capacity of reinforced or prestressed concrete elements with important defects, through the application of binding layers based on epoxyde resins.

SOMMAIRE

D. MATEESCO, V. BOTA; Poutres composées acier-béton à efforts initiaux.

Les auteurs traitent du problème des constructions constituées de poutres métalliques et plaques en béton armé, conçues et exécutées de manière telle que la section des poutre agisse comme un ensemble.

Pour des travaux semblables on peut employer des poutres métalliques à profils laminés ou des poutres composées, tandis que la plaque en béton armé peut être ainsi conçue qu'elle conduise à des constructions ayant des efforts initiaux.

Les auteurs traitent largement des différents procédés appliqués pour obtenir des efforts initiaux favorables pour le mode de travail correspondant à la mise sous charge utile des poutres.

Ils donnent des indications concernant le calcul et le mode d'exécution des poutres composées, dans les cas suivants:

- poutres prenant appui simple – à une seule ou bien à plusieurs ouvertures;
- poutres articulées

Ils traitent des problèmes soulevés par de telles constructions, comme:

- l'effet du fluage lent du béton;
- détermination de la valeur optimale de l'effort initial dans la poutre d'acier.

En conclusion, les auteurs présentent également quelques recherches sur les systèmes de construction semblables, poursuivies au Laboratoire pour Constructions Métalliques de l'Institut Polytechnique de Timişoara.

A. ERDELYI, A. MIHUL, D. ZAICESCO: Salle de Sports construite en éléments spatiaux précoulés, dans la ville de Gheorghe Gheorghiu-Dej

Dans la ville de Gheorghe Gheorghiu-Dej, une salle de sports a été construite dont la surface est de 850 m^2; elle est destinée à l'entrainement et à l'activité compétitionelle pareillement; la structure est en éléments spatiaux préfabriqués de grandes dimensions.

Après avoir présenté la solution apportée à la conception et le système d'exécution, les auteurs soulignent les avantages obtenus du point de vue économique, statique et dynamique.

M. PAUNESCO, GH. VELCO, V. HAIDA : Emploi des pieux courts préfabriqué à la construction d'un immeuble d'habitations.

Les auteurs présentent le cas où la fondation d'un immeuble d'habitations a été réalisée par des pieux préfabriqués en béton armé, introduits dan le sol par vibropercussion. L'outillage employé est un vibrateur VE-1 construi suivant les indications fournies par les auteurs et adapté en sorte qu'il puiss être employé comme vibropercuteur.

Ils fournissent des détails sur l'outillage, sur la fixation sur le bout du pieu sur les phases d'enfoncement du pieu et les temps afférents aux diverses opérations, sur la stratification du terrain, sur le renforcement des pieux, ains qu'une comparaison entre la solution adoptée pour les fondations et autres solutions possibles, d'où résuite l'efficience technique et économique de la première

V. PETCO ; Étude de conception sur les poutres continues, les cadres et plaque en béton armé, sollicitées dans la région de plasticité (II)

L'auteur fait une présentation des problèmes soulevés par le calcul, dans la région de plasticité, des poutres continues, dont les charges temporaires de courte et de longue durée, à action intermitente, constituent ou bien un seul schéma ou bien plusieurs schémas de mise en charge.

A. MIHUL, A. CUCIUREANU, V. GHERMAN, S. ROTMAN : Systèmes ondulés à section variable formès de madriers précontraints

SILVIA ANDRIEȘ et ANGELA STĂNESCO : Possibilités de rétablir la capacité portante des éléments en béton simple, armé ou précontraint à défauts importants, par l'intérmédiaire des résines époxides.

Les auteurs présentent les recherches entreprises par l'Institut de la Recherche en Constructions et Economie du Bâtiment en vue d'établir la possibilité de rétablir la capacité portante des éléments préfabriqués en béton armé ou précontraint à défauts importants, par l'intermédiaire de couches de collage à base de résines époxides.

INHALT

D. MATEESCU, V. BOTA ; Vorgespannte Stahl-Beton Verbundträger

Der Artikel befasst sich mit der Frage der Tragkonstruktionen aus Stahlträgern und Betonplatten hergestellt und derart gestaltet dass der gesamte Querschnitt als ein Ganzes arbeitet.

Bei solchen Konstruktionen können sowohl gerollte Stahlprofile wie auch zusammengesetzte Stahlträger Anwendung finden; die Betonplatte kann derart hergestellt werden dass sich daraus eine vorgespannte Tragkonstruktion ergibt.

Die Autoren befassen sich eingehend mit verschiedenen Verfahren der Vorspannung um schlieslich einen nfür das Verhalten des Trägers unter Nutzlasten vorteilhaften Spannungszustad zu erlangen.

Es folgen Hinweise hinishtlich Bemessung und Herstellung von Verbundträgern in folgenden Fällen :

— frei aufliegende Träger mit einer oder mehreren Spannweiten;
— Gelenkträger.

Weiterhin befasst sich der Artikel mit einigen Fragen derartige Konstruktionen betreffend :

— Einfluss des Kriechens des Betons;
— Bestimmung der optimalen Vorspannungen.

Im Abschluss werden vorgeführt einige Forschungen die im Laboratorium für Stahlbau der Technischen Hochschule Timișoara durchgeführt wurden in Zusammenhang mit den beschriebenen Tragkonstrucktionen.

A. ERDELYI, A. MIHUL, D. ZĂICESCU ; Sportsaal aus räumlichen Fertigteilen in der Stadt Gheorghe Gheorghiu-Dej gebaut

In der Stadt Gheorghe Gheorghiu-Dej wurdein 850 m² grosser Sportsaal für Training und Wettspiele bestimmt gebaut; dazu dienten vorgefertigte räumlicheBauteile grosser Abmessungen.

Nach Beschreibung der Lösung und der angewandten Bauverfahren heben die Autoren die wirtschaftlichen, statischen und dynamischsn Vorteile hervor.

M. PĂUNESCU, G. VELCU, V. HAIDA ; Anwendung von vorgefertigten Kurzpfählen beim Bau eines Wohnblocks

Im Artikel wird beschrieben die Gründungslösung die gewählt wurde bei der Errichtung eines Arader Wohnblocks, u. zw. vorgefertigte Stahlbeton Pfähle mit einem Schlagrüttler eingetrieben. Zu diesem Zweck wurde ein Rüttler VE-1 angewandt der nach den Hinweisen der Autoren gebaut wurde und als Schlagrüttler diente.

Es folgen Einzelheiten betreffend Ausrüstung, Befestigung am oberen Pfahlende Eintreiben der Pfähle, Arbeitsdauer verschiedener Stadien, Bodenschichtung Bewehrung der Pfähle; im Abschluss wird die angewandte Lösung mit anderen in Frage kommenden Gründungsarten verglichen und schlieslich hervorgehoben deren technisch-wirtschaftlichen Vorteile.

V. PETCU ; Bemessung von Stahlbeton Durchlaufträgern, Rahmen und Platten im plastischen Bereich (II)

Im Artikel werden vorgeführt einige Fragen betreffend die Bemessung von Durchlauftägern in plastischen Bereich unter Berücksichtigung kurz anhaltender Lasten und Dauerlasten mit intermittierendem Angriff aus denen sicn sin einziges oder mehrere Belastungsschemas ergeben.

A. MIHUL, A. CUCIUREANU, V. GHERMAN S. ROTMAN, Faltwerke mit veränderlichem duerschmitt aus vorgespamten Betonbrettern hergestellt

S. ANDRIEȘ, u. A. STĂNESCU : Wiederherstellung der Tragfähigkeit von stark beschàdigten Beton-, Stahl- oder Spannbeton Tragkonstruktionen unter Anwendung von Epoxydharzen

Im Artikel werden vorgeführt die Forschungsarbeiten die durchgeführt wurden im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft (INCERC) zwecks Bestimmung der Möglichkeiten die Tragfähigkeit von stark beschädigten Stahl- und Spannbeton Fertigteilen wiederherzustellen unter Anwendung von Klebeschichten aus Epoxydharzen.

СОДЕРЖАНИЕ

Д. МАТЕЕСКУ, В. БОТА: „Составные балки сталь-бетон с исходными напряжениями"

В статье говорится о составных конструкциях, состоящих из металлических балок и железобетонных плит, задуманных и изготовленных таким образом, что сечение балок работает как цельное.

При выполнении таких работ могут быть использованы как профилированные металлические балки, так и стержневые балки, а железобетонная плита можетбыть сделана так, чтобы она составляла конструкции с ис- сделана так, чтобы она составляла конструкции с ходными напряжениями.

Авторы описывают приём для получения исходных напряжений, которые были бы благоприятны для работы балок под полезной нагрузкой...

Даны указания относительно расчёта и изготовления составных балок следующих видов:

— свободно опертые балки — одно-и многопролет ные;

— шарнирные балки.

Описаны вопросы, которые возникают в связи с такого рода конструкциями, а именно:

— влияние текучести бетона;

— определение оптимального значения исходного напряжения в стальной балке.

Представлены также некоторые исследования, относящиеся к данным системам конструкций, проведенные лабораторией металлических конструкций Политехнического Института в Тимишоаре.

А. ЭРДЕЛИ, А. МИХУЛ, Д. ЗЭЙЧЕСКУ: „Спортивный зал в городе Георге Георгиу-Деж, возведенный из сборных пространственных элементов"

В городе Георге Георгиу-Деж выстроен спортивный зал площадью в 850 м², предназначенный как для тренировок, так и для официальных занятий.

После описания проектного решения и способа возведения, в заключении указаны полученные положительные результаты как с экономической точки зрения, так и с точки зрения статической и динамической.

М. ПЭУНЕСКУ, Г. ВЕЛКУ, В. ХАЙДА: „Использование коротких свай заводского изготовления при возведении жилого здания"

В статье представлен случай заложения жилого здания в г. Арад на железобетонных сваях заводского изготовления, забитых при помощи вибрирования. Для забивки применяли вибратор ВЕ-1, изготовленный по указаниям авторов и приспособленный для забивки свай.

Приведены детали оборудования, прикрепления k головке свай, фазы забивки свай рабочее время, затраченное для различных работ, напластование грунта, армирование свай, а также и соотношенне между принятым решением и Другими возможностями решений, подчёркивая техникоэкономическую эффективность.

В. ПЕТКУ: „Проектирование в пластичной области неразрезных бадок и рам и железобетонных плит (II)

В статье представлены вопросы, относящиеся к проектированию в пластичной области неразрезных балок, на которых временные коротко- или долгосрочные повторные воздействия дают одну или несколько эпюр нагрузок.

А. МИХУЛ, А. КУЧУРЯНУ, В. ГЕРМАН, С. РОТМАН „Скаладчатые системы переменного сечениа, состоящего из претварительно напряженых толстых досок"

СИЛЬВИЯ АНДРИЕШ И ЬАНДЖЕЛА СТЭНЕСКУ: Возможности восстановления несущей способности конструкций из обыкновенного бетона, железобетона или преднапряженного бетона, обладающих значительными дефектами, при посредстве эпоксидных смол.

В статье излагаются исследования, проведенные в Научно -исследовательском институте по строительству и экономике строительства, в виду определения возможности восстановления несущей способности сборных конструкций из железобетона или из предварительно напряженного бетона с крупными недостатками, при поредстве проклеивающих слоев на основе эпоксидных смол.

Grinzi compuse „oţel–beton“ cu eforturi iniţiale

Prof. ing. D. Mateescu, conf. ing. V. Bota
Institutul politehnic – Timişoara

1. GENERALITĂŢI

Procesul de industrializare pe scară tot mai mare a lucrărilor de construcţii şi de poduri necesită simplificarea formei structurale pentru ca timpul de execuţie să poată fi redus cît mai mult. Asemenea simplificări trebuie să conducă la realizarea de economie atît la materiale, cît şi la manoperă. Aceste avantaje devin cu adevărat reale numai dacă se obţine o reducere a greutăţii proprii a structurilor, care să se cumuleze cu avantajele economice obţinute prin simplificarea constructivă. Simplificarea formei constructive are o importanţă tot mai mare în cazul tipurilor de structuri la care manopera reprezintă o pondere mare din costul total.

Structurile compuse oţel-beton, datorită avantajelor pe care le prezintă comparativ cu cele numai din oţel sau beton armat şi datorită formei lor constructive mai simple, sînt folosite tot mai mult la execuţia podurilor şi a construcţiilor [1].

Prin alcătuirea constructivă a grinzilor compuse oţel-beton din profile laminate, raportul M_{pl}/M_{ad} variază de la 2,20 la 2,50, pe cînd la grinda de oţel cu secţiunea simetrică acest raport are valoarea de circa 1,75. Rezultă deci că structurile compuse oţel-beton reprezintă o rezervă mai mare de rezistenţă pentru încărcările de exploatare.

Întrucît momentul plastic al secţiunii unei grinzi compuse oţel-beton nu depinde de modul ei de execuţie, există posibilitatea ca prin anumite procedee speciale de execuţie să fie mărită încărcarea de exploatare.

În lucrarea [1] s-au prezentat cele două procedee fundamentale de execuţie a grinzilor compuse oţel-beton:

I — grinzi compuse oţel-beton la care dala de beton armat se toarnă sau se montează din elemente prefabricate pe grinzile de oţel, fără ca acestea să fie prevăzute cu sprijiniri provizorii;

II — grinzi compuse oţel-beton la care dala de beton armat se toarnă sau se montează din elemente prefabricate pe grinzile de oţel prevăzute cu sprijiniri provizorii.

Procedeul al doilea de execuţie permite reducerea consumului de oţel faţă de primul, dar nu asigură totdeauna şi reducerea costului.

Economii suplimentare de oţel se pot obţine prin folosirea unor procedee speciale de execuţie care permit introducerea în grinda de oţel, în dala de beton armat sau în grinda compusă oţel-beton, de eforturi unitare de sens contrar cu cele rezultate din acţiunea ca element compus.

Eforturile unitare iniţiale ale grinzilor compuse oţel-beton se pot realiza cu ajutorul unor dispozitive cu acţiune temporară, pînă la realizarea secţiunii compuse (de exemplu, preîncovoierea grinzii de oţel) sau cu ajutorul unor dispozitive cu acţiune permanentă (de ex., precomprimarea dalei de beton armat). La structurile mai complexe se pot utiliza ambele procedee în scopul obţinerii eficienţei maxime. În continuare se tratează aceste procedee în funcţie de structura statică la care se utilizează.

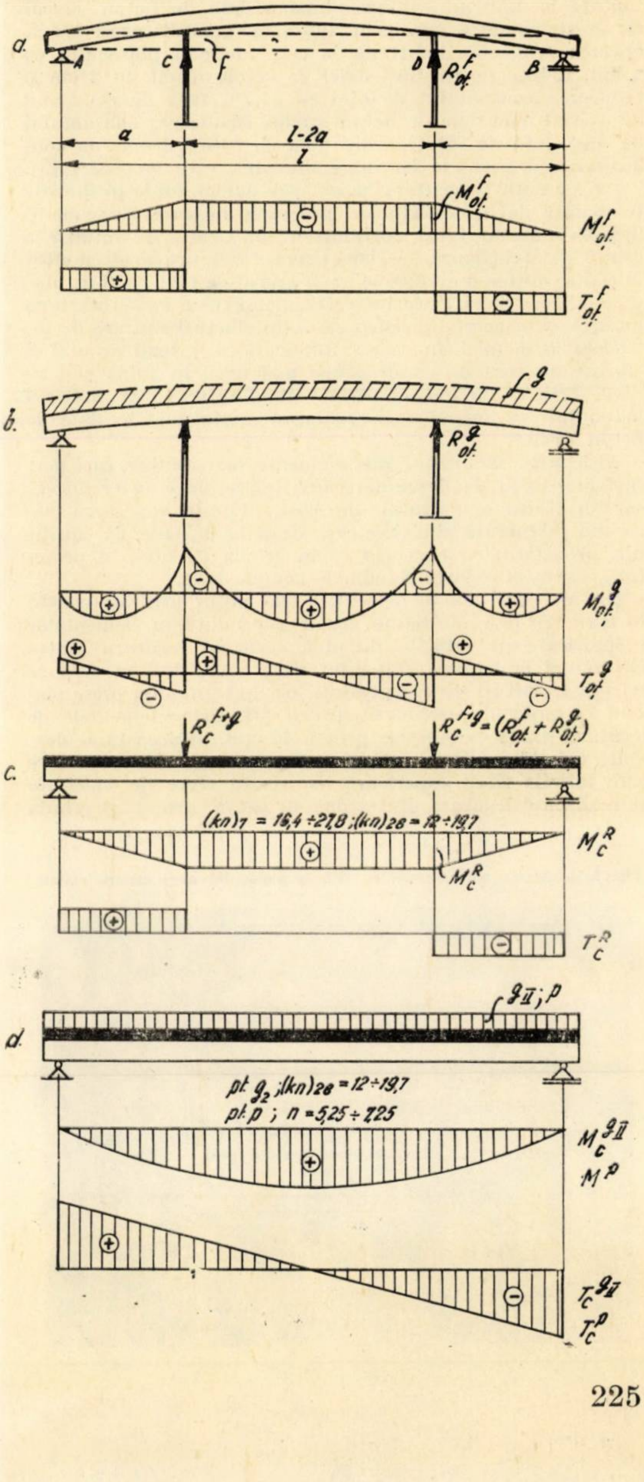
2. GRINZI SIMPLU REZEMATE

2.1. Grinzi cu o singură deschidere

Prin folosirea unor mărci de betoane superioare, încărcarea admisibilă a grinzilor oţel-beton simplu rezemate este limitată prin atingerea rezistenţelor admisibile în unele fibre ale grinzii de oţel, fără a fi utilizată complet rezistenţa la compresiune a betonului. În scopul reducerii eforturilor unitare din grinda de oţel, pe seama creşterii celor din dala de beton armat, în anul 1948 a fost preconizat sistemul de execuţie a grinzilor compuse oţel-beton prin turnarea sau montarea dalei pe grinzi de oţel prevăzute cu sprijiniri temporare, care dau grinzii de oţel şi o încovoiere iniţială în sens opus celei rezultate din greutatea proprie [2]. Încovoierea iniţială a grinzii de oţel dezvoltă eforturi unitare de compresiune în fibrele inferioare ale grinzii şi eforturi unitare de întindere în fibrele superioare. După întărirea dalei, eliminînd sprijinirile, dala de beton va fi comprimată, deoarece se opune tendinţei de îndreptare a grinzii de oţel cu care conlucrează. Fazele de lucru ale acestei structuri rezultă din figura 1.

Fig. 1. Dală de beton armat turnată pe grinda de oţel susţinută intermediar provizoriu şi preîncovoiată cu contrasăgeata *f*.

a – faza 1 – eforturi în grinda de oţel din contrasăgeata *f*; *b* – faza 2 – eforturi în grinda de oţel din greutatea proprie a grinzii şi a dalei de beton armat; *c* – faza 3 – eforturi în grinda compusă la eliminarea susţinerilor provizorii; *d* – faza 4 – eforturi în grinda compusă din încărcarea moartă (*gII*) şi din încărcările utile.



Reacțiunile sprijinirilor provizorii rezultă ca sumă a forțelor ce dau contrasăgeata grinzii de oțel și a reacțiunilor rezultate din greutatea grinzii de oțel plus greutatea dalei de beton armat.

Determinarea eforturilor unitare în grinda compusă în fazele 3 și 4 se face folosind coeficientul de echivalență și caracteristica finală de curgere lentă a betonului, în funcție de vîrsta betonului cînd se aplică încărcările respective. Eforturile unitare din încărcarea utilă se determină fără a lua în considerare curgerea lentă a betonului.

Prin folosirea acestui procedeu se poate obține, la deschideri de grinzi relativ mici, o economie de oțel de circa 30% și o reducere considerabilă a înălțimii de construcție. O dată cu creșterea deschiderii, eficacitatea procedeului scade, deoarece se reduce, relativ, influența dalei de beton armat. Modul de lucru mai favorabil al grinzilor de oțel permite folosirea profilelor laminate, care au un preț mai redus, la deschideri mult mai mari.

Acest procedeu se poate folosi atît la construcția podurilor, cît și a clădirilor etajate (figura 2). Pentru un planșeu cu deschiderile de 4,95 m, realizat din profile dublu T, distanțate la 1,50 m, conlucrînd cu o dală de beton armat cu grosimea de 6 cm, prin aplicarea acestui procedeu se obține: reducerea înălțimii de construcție a planșeului cu 4 cm, reducerea grosimii dalei de beton armat cu 2 cm și reducerea consumului de oțel cu 34,7% față de consumul de oțel al unei dale de beton armat. Reducerea consumului de oțel, față de soluția cînd dala de beton armat nu conlucrează cu profilele laminate din oțel, este de 66,2% [3].

La podurile executate peste văi adînci, unde sprijinirile temporare devin costisitoare, procedeul de execuție se modifică, folosind în locul sprijinirilor un tirant de întărire a grinzii de oțel (figura 3). Dacă tirantul este prevăzut cu efort inițial se obține o preîncovoiere a grinzii de oțel ca și în procedeul cu sprijiniri. Datorită forței axiale ce se dezvoltă în grinda de oțel, prin acest procedeu se obțin eforturi unitare de întindere mai mici în talpa inferioară a grinzii de oțel și eforturi unitare de compresiune mai mari în talpa superioară. Prin eliminarea tirantului după turnarea și întărirea betonului, se introduce o compresiune inițială în dala de beton armat.

Alcătuirea tirantului din elemente de inventar, care permit realizarea de deschideri diferite, conduce la o reducere suplimentară a prețului de cost. Fazele de lucru ale acestei structuri sînt aceleași ca și la grinzile cu sprijiniri provizorii, cu excepția că în grinda de oțel, în prima fază, avem și o forță axială de compresiune.

Un alt procedeu de execuție, mai puțin utilizat, constă în turnarea dalei de beton armat sau montarea elementelor prefabricate pe grinzile de oțel, realizînd legătura dintre ele numai la capete. După întărirea betonului, în dală se introduc eforturi de compresiune cu ajutorul unor prese plasate la mijlocul deschiderii grinzii [4]. Prin elementele de legătură fixate la capetele grinzii de oțel, în aceasta se dezvoltă o forță axială de întindere și un moment de încovoiere care întinde fibra superioară. În această stare de solicitare se realizează legătura dintre dala de beton armat și grinda de oțel, apoi se elimină presele. Starea de eforturi unitare în grinda de oțel, în momentul realizării grinzii compuse, se obține prin însumarea eforturilor unitare rezultate din încărcările din fazele 1, 2 și 3 (fig. 4). Fixarea ulterioară a dalei de beton armat de grinda de oțel este mai dificilă, astfel că acest procedeu se utilizează deocamdată numai în cazuri izolate.

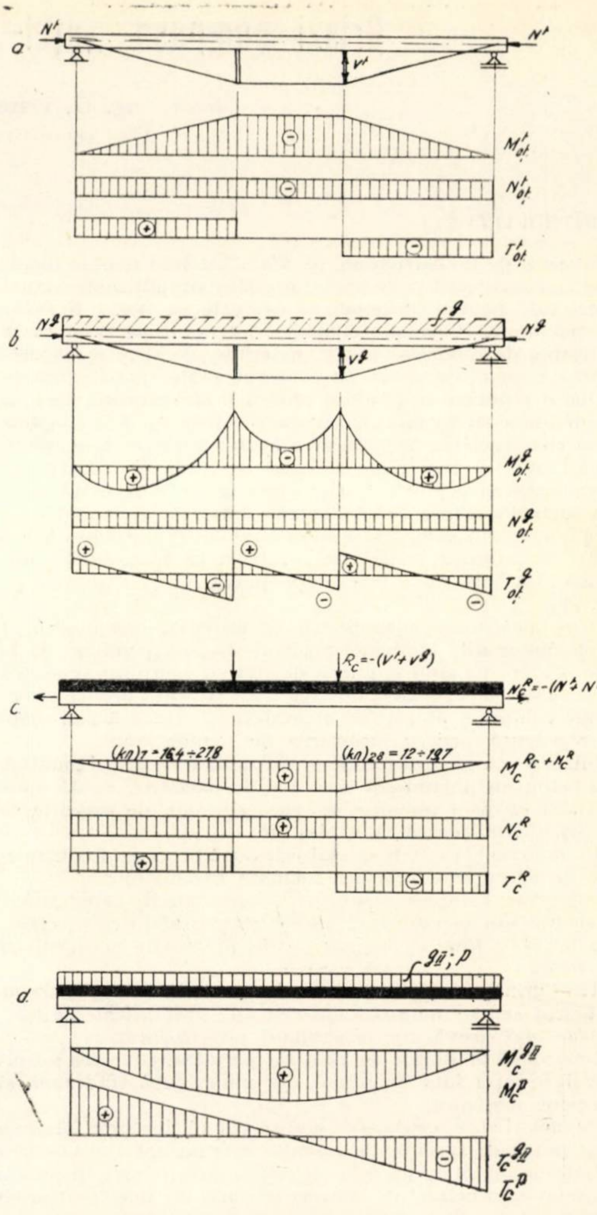
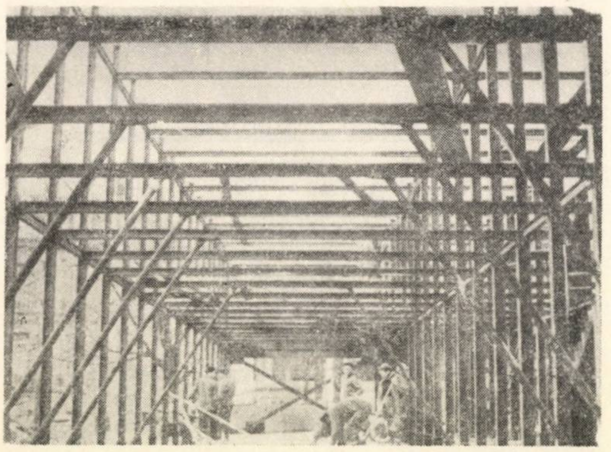


Fig. 3. Dală de beton armat turnată pe grinda de oțel preincovoiată cu ajutorul tirantului

a — faza 1 — eforturi în grinda de oțel, din întinderea tirantului; *b* — faza 2 — eforturi în grinda de oțel din greutatea ei proprie și greutatea dalei de beton armat; *c* — faza 3 — eforturi în grinda compusă la eliminarea tirantului; *d* — faza 4 — eforturi în grinda compusă din încărcarea moartă (gII) și din încărcările utile.

Fig. 2. Realizarea contrasăgeții la grinzile planșeului unei clădiri etajate



Turnarea sau fixarea dalei de beton armat pe grinda de oțel, transformată într-un sistem static nedeterminat pînă la realizarea conlucrării, asigură aceleași avantaje [5]. Grinda de oțel simplu rezemată este transformată într-o grindă încastrată, încît din greutatea proprie a dalei rezultă în cîmp momente de încovoiere mai mici (fig. 5). Prin introducerea unor eforturi inițiale în tiranții de fixare a consolelor grinzii de oțel, se poate introduce inițial un moment de încovoiere negativ în grinda de oțel. Eliminarea tiranților C și D, după întărirea dalei, dezvoltă în grinda compusă, pe deschiderea AB, un moment pozitiv constant:

$$M_c^{f+g} = P^{f+g} \cdot a$$

şi o forţă tăietoare nulă (fig. 5), încît elementele de legătură dintre dala de beton şi grinda de oţel nu sînt solicitate în această fază de lucru.

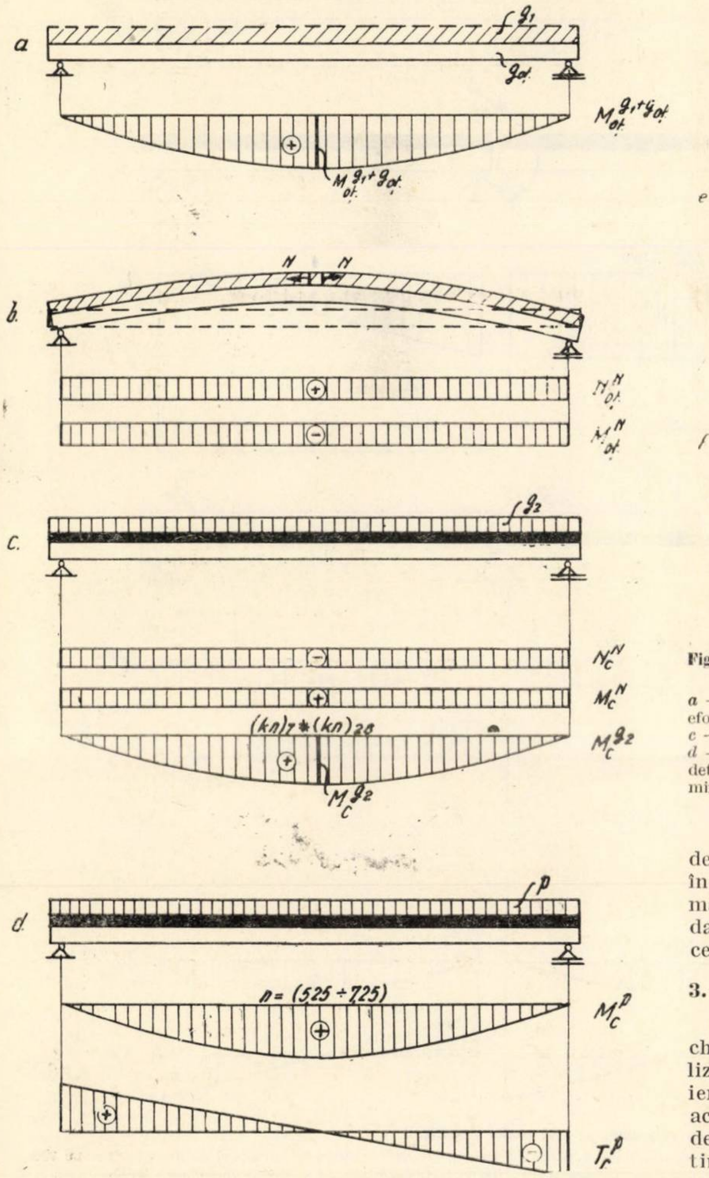
2.2. Grinzi simplu rezemate cu mai multe deschideri

Introducerea eforturilor iniţiale în grinzile compuse oţel-beton, realizate ca elemente simplu rezemate cu mai multe deschideri, se poate face după procedeele folosite la grinda cu o singură deschidere, indicate în figurile 1 la 4.

Procedeul indicat în figura 5 poate fi extins şi la grinzile simplu rezemate cu mai multe deschideri, într-un mod mai avantajos, transformînd grinzile de oţel simplu rezemate în grinzi continue, prin îmbinarea rigidă a grinzilor de oţel pe reazeme (fig. 6). Turnarea dalei de beton armat sau fixarea elementelor prefabricate se face pe grinda de oţel continuă. Continuitatea grinzilor de oţel pe reazeme se asigură prin îmbinarea tălpilor cu eclise fixate prin sudură sau buloane păsuite (fig. 7). După întărirea dalei de beton armat sau după fixarea elementelor prefabicate de beton armat, se demontează îmbinările grinzii de oţel de pe reazeme, transformîndu-le în grinzi compuse simplu rezemate. Diagramele de momente şi forţe tăietoare ce solicită grinzile compuse în această fază sînt indicate în figura 6 b. Grinzile compuse mai preiau solicitările din greutatea îmbrăcăminţii fixate pe dala de beton şi din încărcarea utilă, care se suprapun peste celelalte (fig. 6 c, d).

Fig. 4. Dală montată pe grinda de oţel fără sprijiniri intermediare

a — faza 1 — grinda de oţel preia încărcările rezultate din greutatea proprie şi greutatea dalei de beton; *b* — faza 2 — în grinda de oţel se introduc eforturi iniţiale prin comprimarea dalei, care este fixată de grinda de oţel numai la reazeme, apoi se fixează dala pe restul lungimii; *c* şi *d* — faza 3 şi 4 — grinda compusă preia încărcările din eforturile iniţiale, greutatea moartă (g_2) şi încărcarea utilă (p).



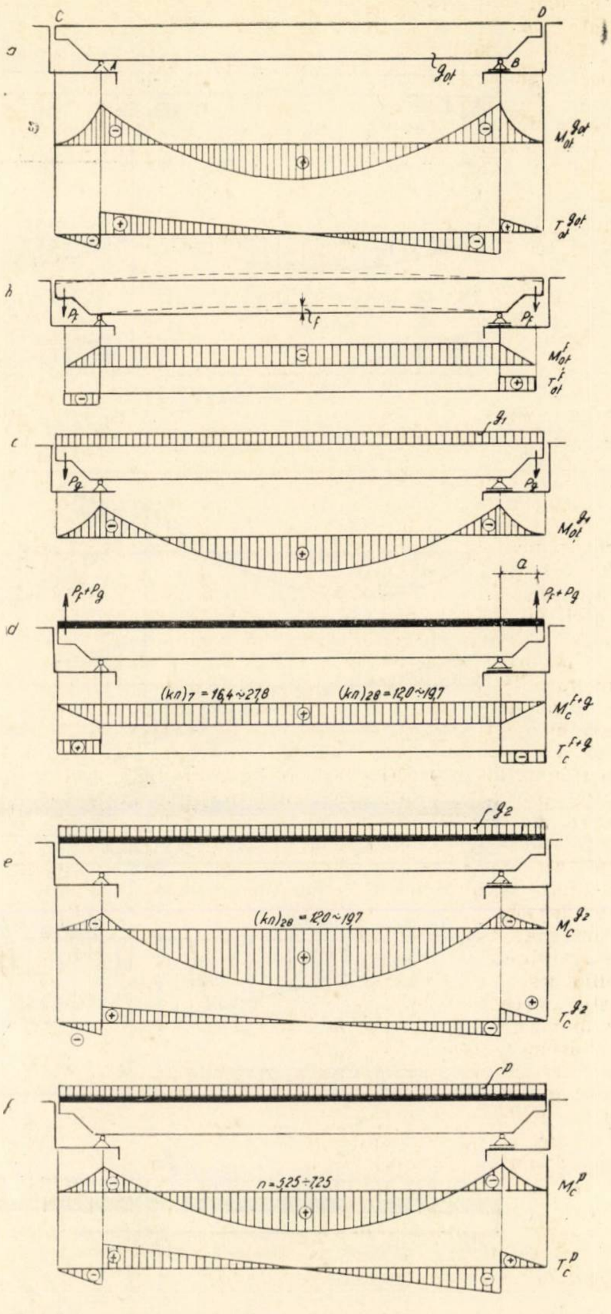


Fig. 5. Grinda de oţel simplu rezemată transformată în grindă încastrată pînă la realizarea grinzii compuse

a — faza 1 — eforturi din greutatea proprie a grinzii de oţel; *b* — faza 2 — eforturi din aplicarea unei contrasăgeţi cu ajutorul tiranţilor de la capete; *c* — faza 3 — eforturi din greutatea dalei de beton şi greutatea cofrajelor; *d* — faza 4 — eforturi rezultate prin transformarea sistemului într-unul static determinat, preluate de secţiunea compusă; *e* — faza 5 — eforturi din îmbrăcăminte, trotuare, parapete, preluate de secţiunea compusă; *f* — faza 6 — eforturi din încărcarea utilă, preluate de secţiunea compusă fără curgere lentă.

3. GRINZI CU ARTICULAŢII

Grinzile simplu rezemate ale podurilor pe mai multe deschideri pot fi înlocuite cu grinzi cu articulaţii, la care se realizează o distribuţie mai uniformă a momentelor de încovoiere în lungul grinzilor şi o reducere a valorilor maxime. La aceste structuri, deasupra reazemelor, se dezvoltă momente de încovoiere negative, care produc eforturi unitare de întindere în dala de beton armat.

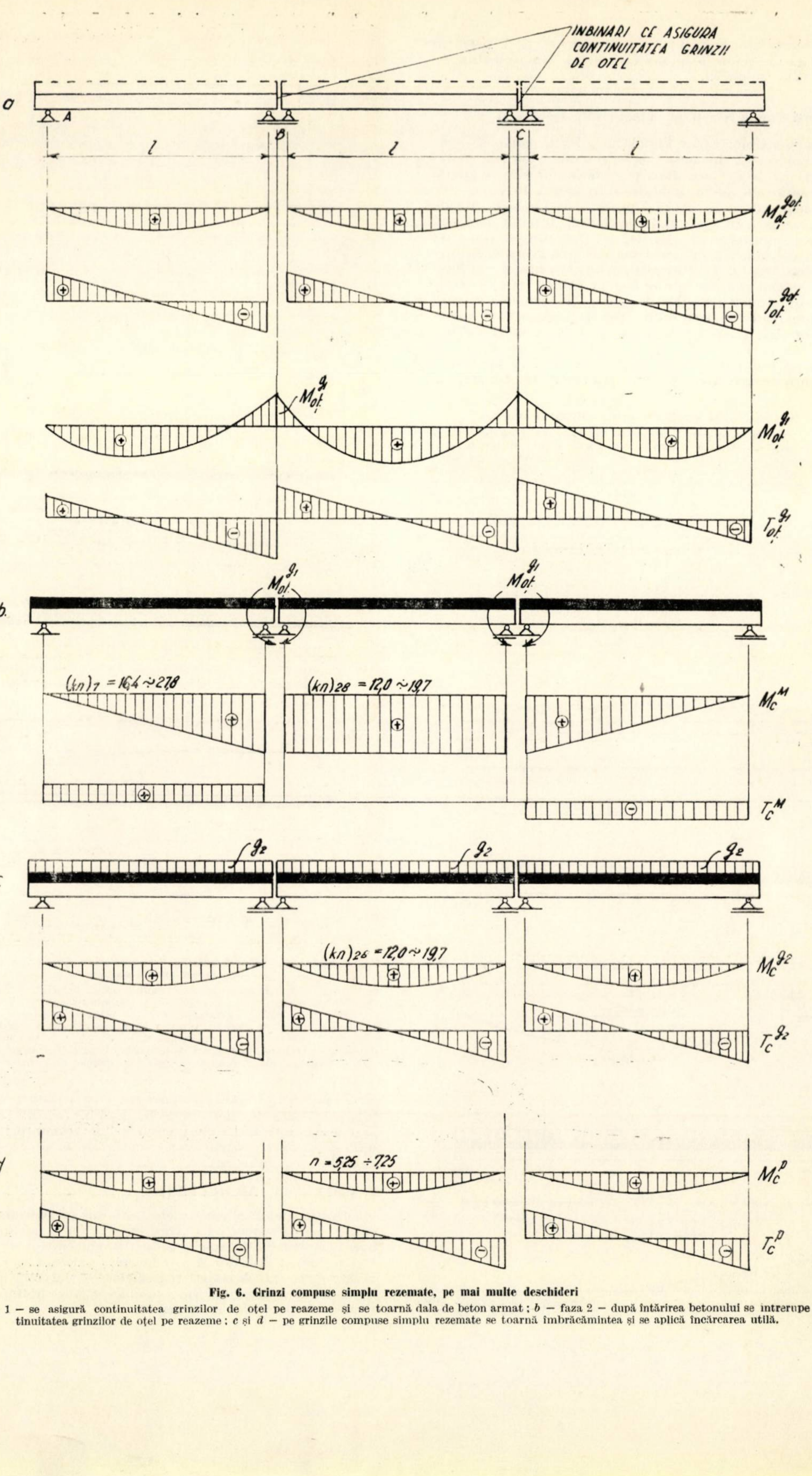

INBINARI CE ASIGURA CONTINUITATEA GRINZII DE OTEL
a
A
B
C
l
l
l
$M_{ot}^{g\,ot}$
$T_{ot}^{g\,ot}$
$M_{ot}^{g_1}$
$M_{ot}^{g_1}$
$T_{ot}^{g_1}$
b.
$M_{ot}^{g_1}$
$M_{ot}^{g_1}$
$(kn)_7 = 16,4 \div 27,8$
$(kn)_{28} = 12,0 \div 19,7$
M_c^M
T_c^M
c
g_2
g_2
g_2
$(kn)_{28} = 12,0 \div 19,7$
$M_c^{g_2}$
$T_c^{g_2}$
d
$n = 5,25 \div 7,25$
M_c^p
T_c^p

Fig. 6. Grinzi compuse simplu rezemate, pe mai multe deschideri

a – faza 1 – se asigură continuitatea grinzilor de oțel pe reazeme și se toarnă dala de beton armat; *b* – faza 2 – după întărirea betonului se întrerupe continuitatea grinzilor de oțel pe reazeme; *c* și *d* – pe grinzile compuse simplu rezemate se toarnă îmbrăcămintea și se aplică încărcarea utilă.

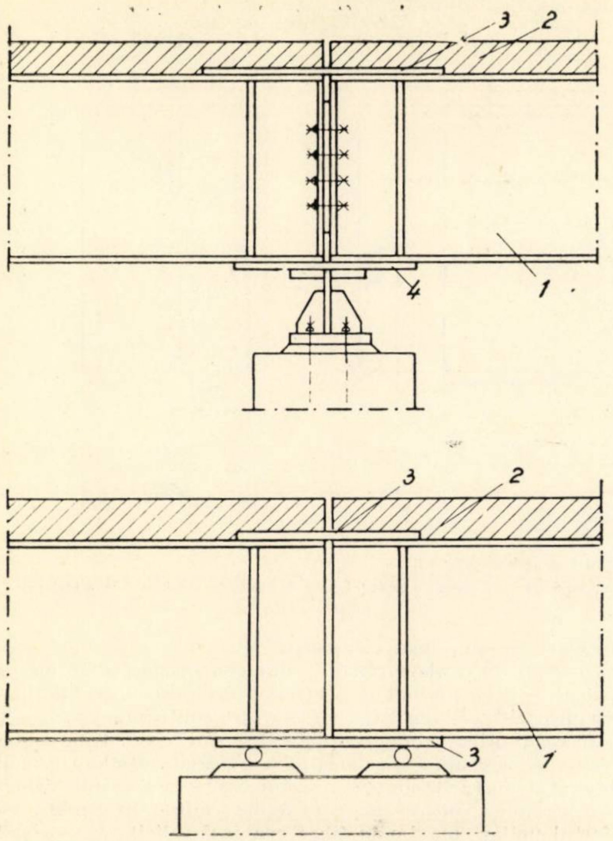


Fig. 7. Realizarea continuității provizorii a grinzii de oțel pe reazeme.
1 — grinda de oțel; 2 — dala de beton armat; 3 — platbandă de oțel ce se taie după întărirea dalei de beton armat; 4 — platbandă de oțel ce rămîne netăiată.

În scopul evitării fisurării dalei de beton deasupra reazemelor, se folosesc două procedee de execuție.

Primul procedeu constă în realizarea structurii compuse oțel-beton numai pe lungimea de grindă pe care avem momente pozitive. În zona momentelor negative lucrează numai grinda de oțel, care conlucrează cu dala de beton armat.

Al doilea procedeu prevede introducerea de eforturi unitare de compresiune inițiale în dala de beton, care să anuleze pe cele de întindere din încărcările exterioare. Introducerea eforturilor unitare de compresiune în dala de beton din cîmp sau deasupra reazemelor permite realizarea unei economii de oțel și reducerea înălțimii de construcție.

Cel mai puțin costisitor procedeu de precomprimare inițială a dalei de beton, însă nu și cel mai eficace, constă în turnarea dalei de beton pe grinda de oțel transformată în grindă continuă, prin blocarea articulațiilor (fig. 8). Detaliul de blocare a articulațiilor se vede în figura 9.

În grinda de oțel se dezvoltă, în acest caz, din greutatea dalei de beton o diagramă de momente corespunzătoare unei grinzi continue (fig. 8 c). După întărirea dalei de beton armat se deblochează articulația grinzii de oțel, care are drept consecință comprimarea dalei de beton armat (fig. 8 d). Peste această stare de solicitare a grinzii compuse se suprapun solicitările din încărcările exterioare (greutatea îmbrăcăminții și încărcarea utilă). Deblocarea articulației este bine să se facă după ce betonul este complet întărit (la 28 zile), însă cel mai devreme la 8 zile după turnare. În acest caz scade însă eficacitatea secțiunii compuse.

Introducerea eforturilor inițiale în grinda de oțel prin turnarea dalei de beton pe etape și anularea întinderilor din dala de beton prin comprimare inițială deasupra reazemelor sînt indicate în figura 10 și figura 11 pentru grinzi sistem Gerber cu trei deschideri.

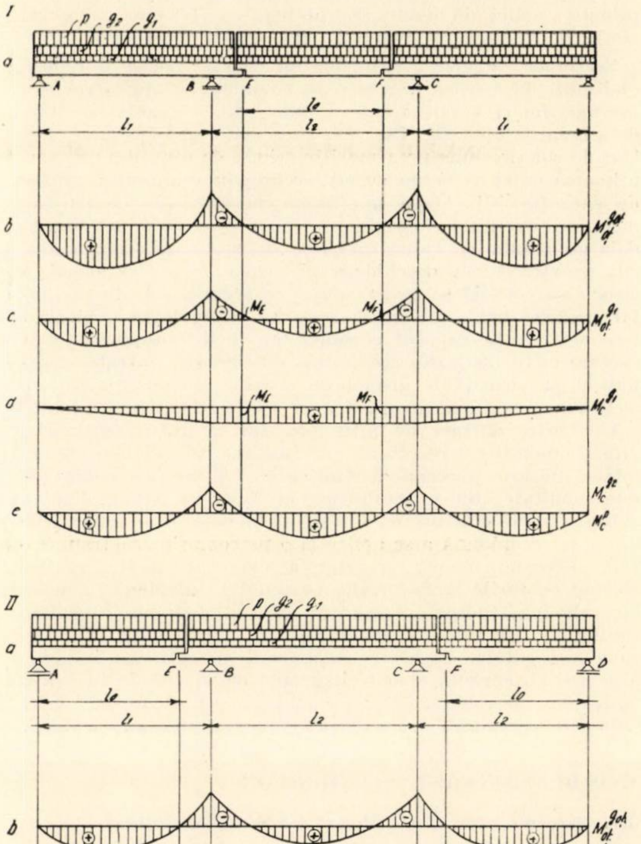
Precomprimarea inițială a dalei de beton armat a podurilor cu grinzi cu articulații se mai poate realiza și prin folosirea încărcării cu balast (fig. 12).

În prima fază se montează structura cu articulații din oțel· Eforturile unitare ce se dezvoltă în grinda de oțel corespund diagramei de momente indicate în figura 12 b. Se toarnă dala pe grinda simplu rezemată pe console după unul din procedeele adecvate pentru grinzi simplu rezemate (eventual cu sprijiniri temporare și contrasăgeată).

După întărirea dalei se scot sprijinirile provizorii și se încarcă această grindă cu balast (g_2), dezvoltînd momente negative în grinzile de oțel cu consolă. Se execută pe tronsoanele 1, dala de beton. După întărirea dalei de beton armat, turnată pe tronsoanele 1, se aplică o supraîncărcare cu balast (g_4), care mărește momentele negative pe reazeme. Pentru a evita apariția unor întinderi în dala de beton turnată pe tronsoanele 1, se recomandă aplicarea unei încărcări cu balast și în aceste zone. Se toarnă apoi dala de beton pe tronsoanele 2. Turnarea dalei de beton armat pe grinzile cu console se face în două etape, cu scopul de a evita apariția unor compresiuni prea mari în betonul dalei din mijlocul deschiderii.

Prin alegerea judicioasă a pozițiilor articulațiilor și a mărimii încărcării cu balast se realizează o structură la care dala de beton armat este supusă numai la compresiunea sub efectul încărcărilor de exploatare. Acest procedeu are însă inconvenientul că în zona reazemelor, deci a momente-

Fig. 8. Introducerea eforturilor inițiale prin transformarea provizorie a grinzii de oțel în grindă continuă, prin blocarea articulațiilor.
a — elemente geometrice: b — momente din greutatea proprie a grinzii de oțel static determinată; c— momente rezultate din turnarea dalei pe grinda de oțel cu articulațiile blocate; d — momente preluate de secțiunea compusă, rezultate din deblocarea articulațiilor; e — momente din greutatea îmbrăcăminții și din încărcarea utilă, pe grinda static determinată.



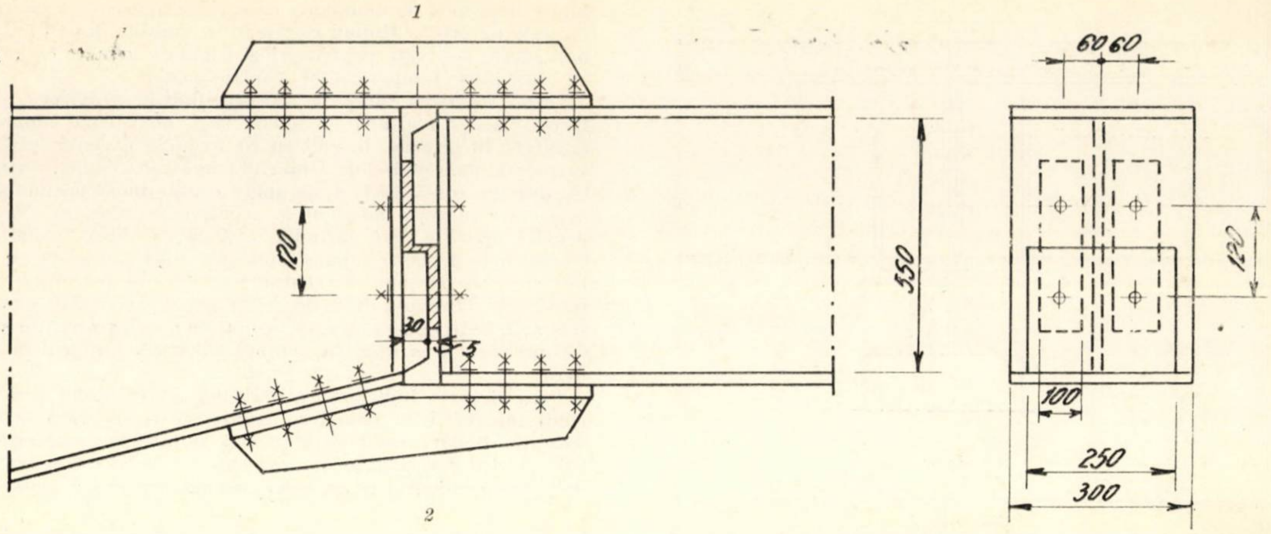


Fig. 9. Detalii de realizare și blocare a articulațiilor

1 — tăietură efectuată înainte de aplicarea îmbrăcămintii și cel puțin la 8 zile de la turnarea dalei; *2* — piesă de legătură ce se demontează cînd se face și tăietura 1.

lor negative, este necesară o secțiune de oțel mai puternică (eventual simetrică), care să fie capabilă a asigura precomprimarea dalei de beton și a prelua, ca secțiune compusă, eforturile unitare rezultate din încărcările ulterioare.

Secțiunea de oțel a grinzilor cu console poate fi redusă mai mult dacă acest procedeu se combină cu aplicarea unei precomprimări longitudinale a dalei, după fixarea acesteia de grinda de oțel (fig. 13). Pentru a evita apariția unor eforturi de compresiune prea mari în grinda de oțel, din precomprimarea dalei de beton armat, se impune o anumită ordine de execuție [6]. După montarea completă a construcției metalice, eventual folosind sprijiniri provizorii, se toarnă dala pe grinda *eg*. După întărirea betonului se scot sprijinirile provizorii din deschidere (*f*). Dala de beton armat a grinzii cu consolă se toarnă după ce aceasta este în prealabil preîncovoiată. În acest scop se denivelează reazemul temporar de la capătul consolei (*e*), încît consola să preia singură circa 30% din reacțiunea deschiderii centrale. Sprijinirile provizorii ale grinzii cu consolă sînt astfel reglate încît sub această încărcare grinda să fie static determinată. Eforturile unitare de întindere din talpa superioară a grinzii metalice, rezultate din încărcarea consolei, reduc într-o măsură apreciabilă eforturile unitare de compresiune rezultate din precomprimarea dalei de beton. Pentru evitarea unor eforturi de întindere în dală din încărcările locale se recomandă a se aplica și o precomprimare transversală. Precomprimarea centrică a dalei se poate realiza plasînd cablurile transversale în suprafața mediană a dalei, iar cele longitudinale, simetric deasupra și sub suprafața mediană. Cablurile longitudinale, în număr mai mare în zona momentelor negative, repartizate pe întreaga lungime a grinzii cu consolă, dau o diagramă de momente în încovoiere de sens contrar celor din încărcarea dată de grinda *eg* Cablurile întrerupte se ancorează la partea inferioară a dalei.

4. DIMENSIONAREA SECȚIUNILOR

4.1. Determinarea eforturilor și a eforturilor unitare

Eforturile de dimensionare (momente de încovoiere, forțe axiale, forțe tăietoare și forțe de lunecare orizontală) ale grinzilor compuse oțel-beton cu eforturi inițiale rezultă din încărcările exterioare și din încovoierea inițială a grinzii de oțel sau din precomprimarea dalei de beton cu cabluri. Dintre aceste eforturi, unele sînt preluate numai de secțiunea de oțel, iar altele de secțiunea compusă oțel-beton, aplicîndu-se, însă, la vîrste diferite ale betonului. Pentru a se distinge fiecare etapă de încărcare, eforturile se notează cu indici superiori, care indică din ce încărcare rezultă (*g*-încărcări permanente, *p*-încărcări utile, *f*-contrasăgeata grinzii de oțel, *pr*-precomprimarea dalei de beton armat), și cu indici inferiori care arată care secțiune preia efortul respectiv (*oț*-eforturi preluate numai de grinda de oțel și *c*-eforturi preluate de secțiunea compusă). Astfel M_c^f reprezintă momentul de încovoiere rezultat din contrasăgeata inițială a grinzii de oțel, preluat de secțiunea compusă după eliminarea dispozitivelor cu care s-a realizat contrasăgeata.

În cazul grinzii compuse oțel-beton din figura 1, în prima etapă, se determină mărimea contrasăgeții inițiale a grinzii de oțel și eforturile unitare ce se dezvoltă în aceasta. Valoarea maximă a contrasăgeții (*f*) se determină din condiția ca efortul unitar maxim în fibra cea mai solicitată a grinzii de oțel (fibra superioară în punctele C și D), rezultat din aplicarea contrasăgeții și din încărcările preluate numai de grinda de oțel, să nu depășească limita de proporționalitate a oțelului ($\sigma_e \cong 0{,}8\ \sigma_c$).

Cunoscînd poziția punctelor de aplicare a contrasăgeții și mărimea încărcării permanente preluată de grinda de oțel (greutatea proprie a grinzii, greutatea dalei și greutatea cofrajelor), se determină eforturile în punctele C și D ($M_{oț}^g$, $T_{oț}^g$, $R_{oț}^g$), cu ajutorul relațiilor valabile pentru grinzi continue cu reazeme fixe. Din aceste încărcări permanente, în fibra superioară a grizii de oțel se dezvoltă efortul unitar (fig. 14):

$$\sigma_{os}^g = \frac{M_{oț}^g}{I_{oț}}\, y_s. \tag{1}$$

Valoarea maximă a efortului unitar, rezultat din realizarea contrasăgeții grinzii de oțel, determinată din condiția ca în grinda de oțel să nu se depășească limita de proporționalitate, este dată de relația:

$$\sigma_{os}^f = \sigma_e - \sigma_{os}^g. \tag{2}$$

Acestui efort unitar îi corespunde un moment de încovoiere, o contrasăgeată și o forță de încărcare pentru realizarea contrasăgeții, date de relațiile:

$$M_{oț}^f = \sigma_{os}^f \frac{I_{oț}}{Y_s}$$

$$f_m = \frac{1}{24} \cdot \frac{M_{oț}^f 1^2}{EI} \left[3 - 4 \left(\frac{a}{l} \right)^2 \right] \tag{3}$$

$$R_{oț}^f = \frac{1}{a} M_{oț}^f.$$

Prin înlăturarea sprijinirilor temporare, ce au folosit· ş la realizarea contrasăgeții grinzii de oțel, asupra grinzii com

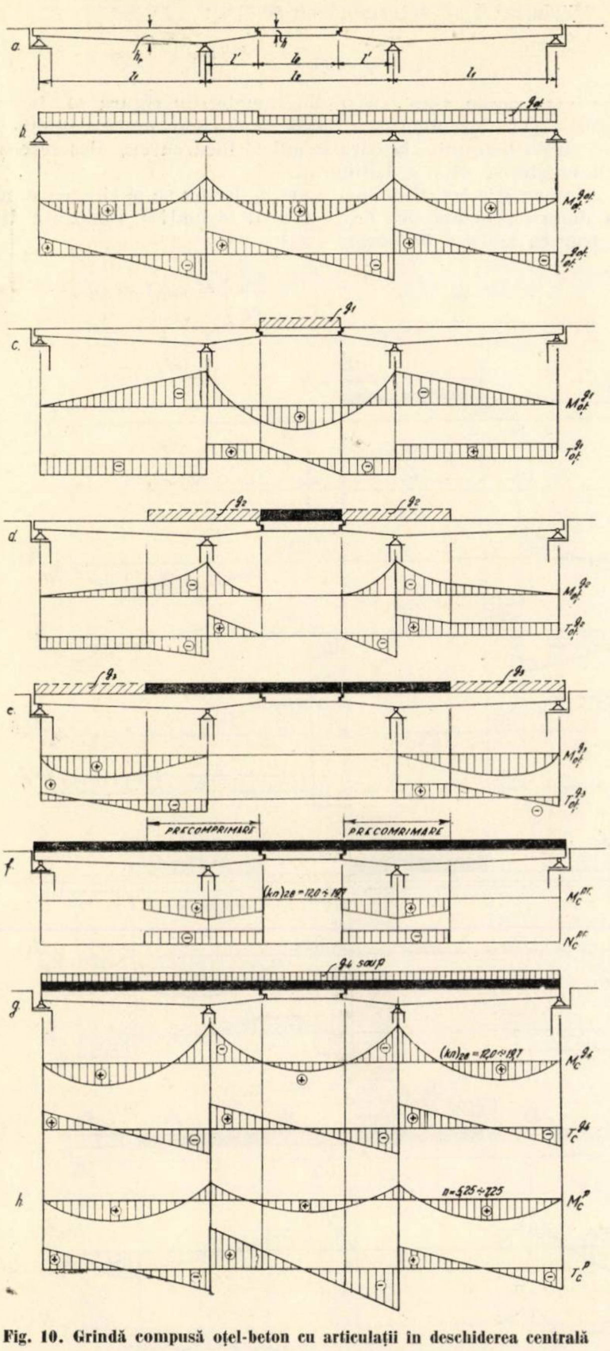

a
b
c
d
e
f
g
h
PRECOMPRIMARE
PRECOMPRIMARE
$(kn)_{20} = 12{,}0 \div 18{,}7$
$n = 5{,}25 \div 7{,}25$
$M_{ot}^{g_{ot}}$
$T_{ot}^{g_{ot}}$
$M_{ot}^{g_1}$
$T_{ot}^{g_1}$
$M_{ot}^{g_2}$
$T_{ot}^{g_2}$
$M_{ot}^{g_3}$
$T_{ot}^{g_3}$
M_c^{pr}
N_c^{pr}
$M_c^{g_4}$
$T_c^{g_4}$
M_c^p
T_c^p
g_4 sau p

Fig. 10. Grindă compusă oţel-beton cu articulaţii în deschiderea centrală

a — elemente geometrice; *b* — faza 1 — eforturi din greutatea proprie a grinzii de oţel; *c* — faza 2 — eforturi din greutatea dalei de beton şi a cofrajelor, încărcînd deschiderea centrală între articulaţii; *d* — faza 3 — eforturi din greutatea dalei şi a cofrajelor, încărcînd zonele deasupra reazemelor intermediare; *e* — faza 4 — eforturi din greutatea dalei şi cofrajelor în deschiderile marginale; *f* — faza 5 — eforturi din precomprimarea dalei deasupra reazemelor intermediare, preluate de secţiunea compusă; *g* — faza 6 şi 7 — eforturi din greutatea îmbrăcăminţii, parapete, trotuare, încărcare utilă, preluate de secţiunea compusă.

puse acţionează în punctele C şi D două forţe concentrate egale cu reacţiunile sprijinirilor temporare (fig. 1 c):

$$R_c^{f+g} = -(R_{ot}^f + R_{ot}^g), \tag{4}$$

care dezvoltă în grinda compusă eforturile:

$$\begin{aligned} M_c^{f+g} &= R_c^{f+g} \cdot a \\ T_c^{f+g} &= R_c^{f+g}. \end{aligned} \tag{5}$$

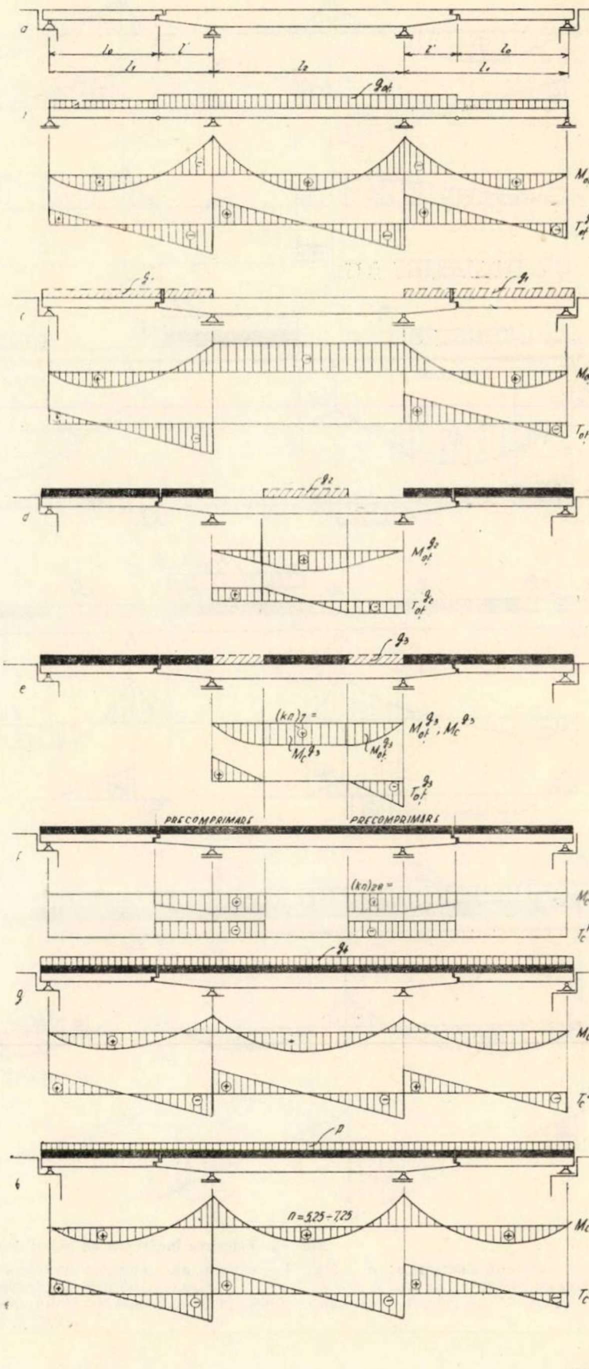
Caracteristicile geometrice ale secţiunii compuse, necesare pentru calculul eforturilor unitare, rezultate din eforturile date de relaţia (5), se determină luînd în considerare fenomenul de curgere lentă a betonului. Caracteristica finală de curgere lentă se determină în funcţie de rezistenţa betonului la data cînd se aplică această încărcare cu ajutorul diagramelor din figura 11, date în lucrarea [1].

Încărcările rezultate din greutatea căii podului sau îmbrăcămintea planşeelor, plus cele din încărcările utile, sînt preluate de secţiunea compusă după atingerea rezistenţei finale a betonului (R_b).

Determinarea eforturilor unitare în grinzile compuse, executate după principiile ce rezultă din figurile 2 la 13, se face în mod asemănător.

Fig. 11. Grindă compusă oţel-beton cu articulaţii în deschiderile marginale

a — elemente geometrice; *b* — faza 1 — eforturi din greutatea proprie a grinzii de oţel; *c* — faza 2 — eforturi din greutatea dalei de beton şi a cofrajelor, încărcînd deschiderile marginale; *d* — faza 3 — idem din încărcarea parţială a deschiderii centrale; *e* — faza 4 — idem din încărcarea părţilor marginale ale deschiderii centrale; eforturile sînt preluate în zona centrală de secţiunea compusă; *f* — faza 5 — eforturi din precomprimarea dalei, preluate de secţiunea compusă; *g* — faza 6 — eforturi din greutatea îmbrăcăminţii preluate de secţiunea compusă; *h* — faza 7 — eforturi din încărcarea utilă, preluate de secţiunea compusă, fără efectul curgerii lente, $k = 1$.


a
b
c
d
e
f
g
h
PRECOMPRIMARE
PRECOMPRIMARE
$n = 5{,}25 - 7{,}25$
$M_{ot}^{g_{ot}}$
$T_{ot}^{g_{ot}}$
$M_{ot}^{g_1}$
$T_{ot}^{g_1}$
$M_{ot}^{g_2}$
$T_{ot}^{g_2}$
$M_{ot}^{g_3}, M_c^{g_3}$
$T_{ot}^{g_3}$
M_c^{pr}
T_c^{pr}
$M_c^{g_4}$
$T_c^{g_4}$
M_c^p
T_c^p

4.2. Efectul curgerii lente a betonului

În lucrarea [1] s-a arătat că efectul curgerii lente a betonului se ia în considerare prin reducerea modulului de elasticitate al betonului. Modulul de elasticitate redus se determină cu relația :

$$E'_b = \frac{E_b}{1 + \varphi t} = \frac{E_b}{k}. \tag{6}$$

În această relație φ_t reprezintă caracteristica curgerii lente a betonului, corespunzătoare vîrstei betonului la care se determină eforturile unitare.

Mărimea ei se determină cu relația :

$$\varphi_t = \varphi \infty (1 - e^{-x\sqrt{t}}), \tag{7}$$

pe baza căreia s-au trasat diagramele din figura 11, în lucrarea [1]. Caracteristica finală de curgere lentă depinde și de vîrsta betonului la care se aplică încărcarea, descrescînd cu creșterea vîrstei betonului.

Deformația totală a unei fibre de beton se obține ca sumă a deformației elastice (ε_e) și a deformației rezultate din curgerea lentă a betonului (ε_{c1}) :

$$\varepsilon_b = \varepsilon_e + \varepsilon_{cl} = \varepsilon_e \left(1 + \frac{\varepsilon_{cl}}{\varepsilon_e}\right) = \varepsilon_e (1 + \varphi_t), \tag{8}$$

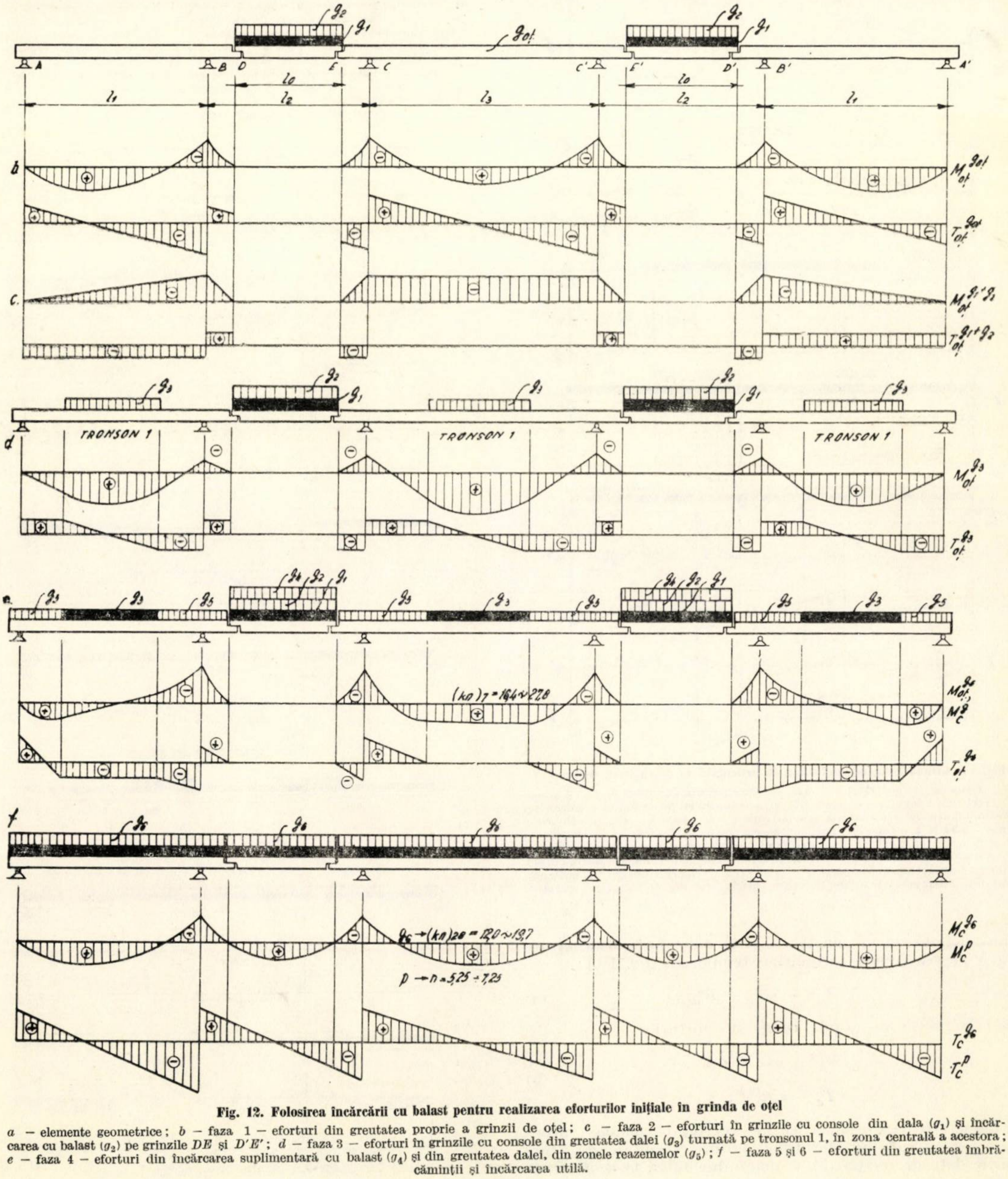


Fig. 12. Folosirea încărcării cu balast pentru realizarea eforturilor inițiale în grinda de oțel

a — elemente geometrice ; *b* — faza 1 — eforturi din greutatea proprie a grinzii de oțel ; *c* — faza 2 — eforturi în grinzile cu console din dala (g_1) și încărcarea cu balast (g_2) pe grinzile *DE* și *D'E'* ; *d* — faza 3 — eforturi în grinzile cu console din greutatea dalei (g_3) turnată pe tronsonul 1, în zona centrală a acestora ; *e* — faza 4 — eforturi din încărcarea suplimentară cu balast (g_4) și din greutatea dalei, din zonele reazemelor (g_5) ; *f* — faza 5 și 6 — eforturi din greutatea îmbrăcămintii și încărcarea utilă.

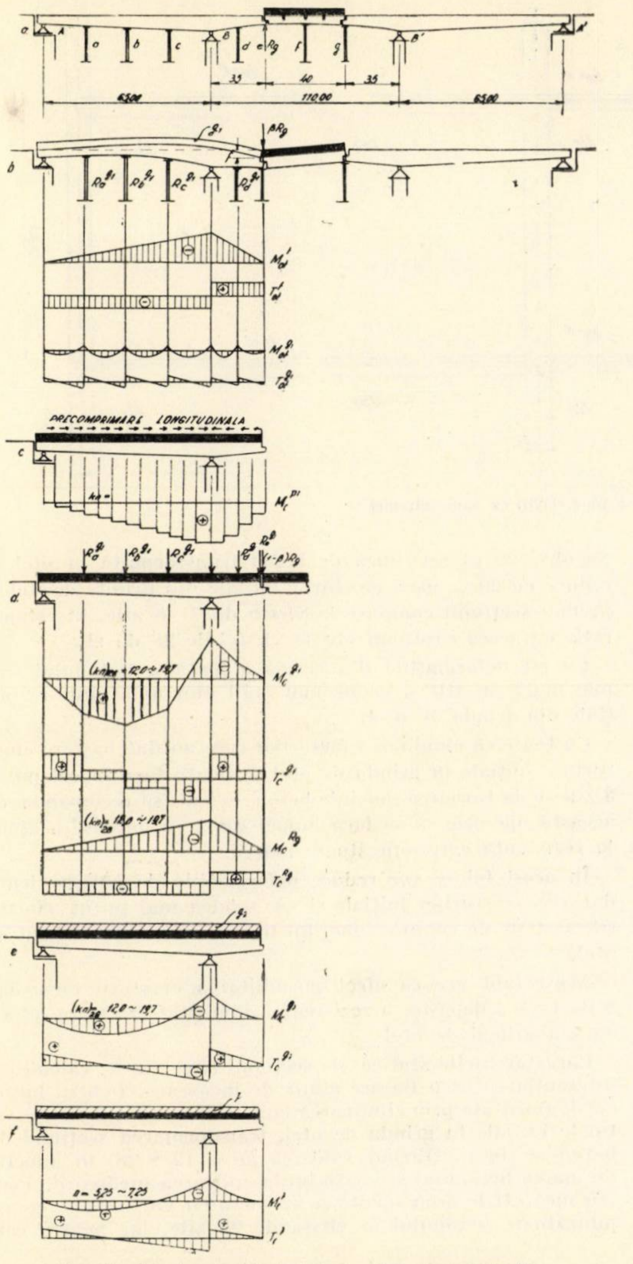


Fig. 13. Grinzi compuse oțel-beton cu dala precomprimată

a — faza 1 — turnarea și întărirea dalei pe grinda *eg*, aceasta avînd sprijiniri provizorii; *b* — faza 2 — introducerea de eforturi inițiale în grinda cu consolă prin realizarea săgeții *f* la capătul consolei, din reacțiunea parțială a grinzii *eg*, apoi turnarea dalei pe grinda cu consolă avînd sprijiniri provizorii; *c* — faza 3 — precomprimarea dalei pe lungimea Δ_e; *d* — faza 4 — paralel cu precomprimarea se face și descintrarea grinzii cu consolă, încărcîndu-se cu reacțiunile Rg^1 *e* — faza 5 — executarea îmbrăcăminții; *f* — faza 6 — eforturi din încărcarea utilă.

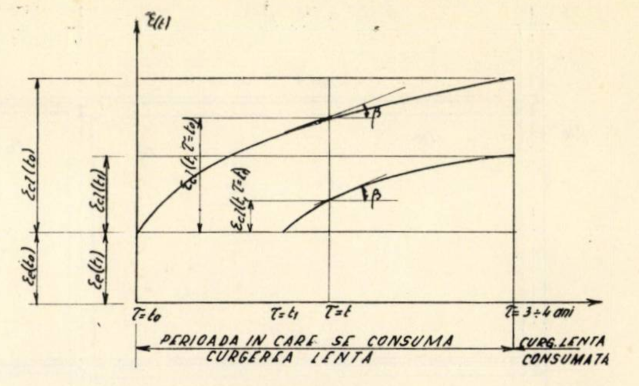


Fig. 15. Variația deformațiilor de curgere lentă cu vîrsta betonului la care se aplică încărcarea

care poate fi scrisă sub forma:

$$\varepsilon_b = \frac{\sigma_b}{E_b}(1 + \varphi_t). \tag{9}$$

Deoarece, în baza teoriei lui Withney, pentru o încărcare constantă, viteza cu care se dezvoltă deformațiile de curgere lentă în timp nu depinde practic de vîrsta betonului în momentul încărcării, ci de vîrsta betonului cînd se determină această viteză, rezultă că deformațiile de curgere lentă sînt mult mai mari dacă încărcarea se aplică cînd betonul este tînăr (fig. 15). Din figură rezultă că deformația de curgere lentă a betonului la timpul $\tau = t$ de la turnare este mult mai mare pentru betonul încărcat la timpul $\tau = t_0$, decît cel încărcat la timpul $\tau = t_1$, t_0 fiind o vîrstă a betonului mai mică decît t_1. Practic, se consideră că pentru încărcările aplicate la o vîrstă a betonului de 3÷4 ani, deformațiile de curgere lentă a betonului sînt nule, deci și viteza de creștere este zero, ceea ce corespunde pentru $\beta = 0$.

Rezistența betonului confecționat cu ciment Portland P. 400, la vîrsta betonului de 7 zile este $R_{b \cdot 7} = 0{,}62\ R_b$, iar la vîrsta betonului de 28 zile, $R_{b \cdot 28} = 0{,}84\ R_b$, R_b fiind rezistența finală.

Aceste valori date în figura 10 a din [1] sînt confirmate și de încercările experimentale prezentate în lucrările [7] și [8].

Corespunzător acestor valori din figura 10 b lucrarea [1] rezultă $\eta_7 = 1{,}42$ și $\eta_{28} = 0{,}86$. Din tabela 5 dată în aceeași lucrare, pentru construcțiile situate în aer foarte umed (deasupra apei), cum este cazul podurilor, rezultă caracteristica finală de curgere lentă:

$$\begin{aligned} \varphi_{\infty \cdot 7} &= (1{,}5 \div 2)\ 1{,}42 = 2{,}13 \div 2{,}84 \\ \varphi_{\infty \cdot 28} &= (1{,}5 \div 2)\ 0{,}86 = 1{,}29 \div 1{,}72, \end{aligned} \tag{10}$$

care indică o creștere a deformațiilor plastice cu 65%, dacă încărcarea betonului se face la vîrsta de 7—8 zile; cu acestea, modulul deformației totale elastico-vîscos-plastice a betonului:

$$E_b' = \frac{E_b}{k} = \frac{E_b}{1 + \varphi} \tag{11}$$

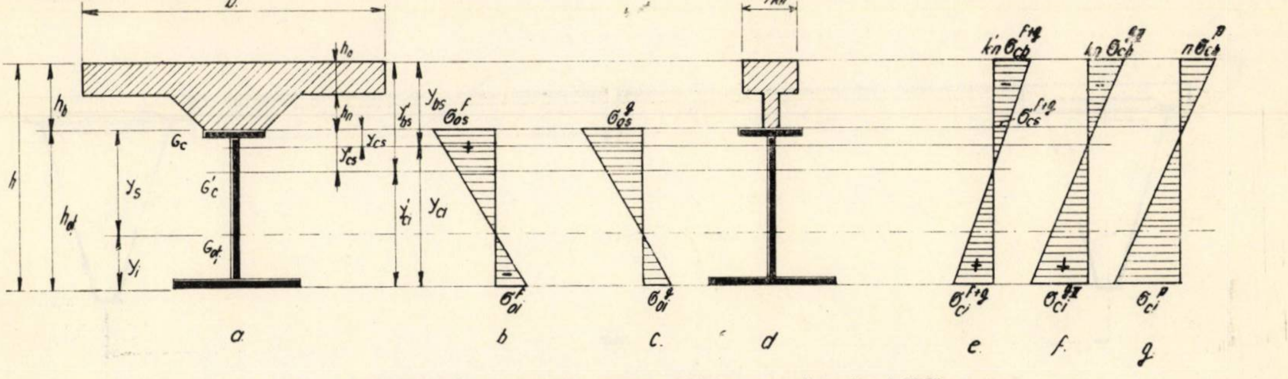


Fig. 14. Eforturi unitare în grinzile compuse oțel-beton cu preîncovoiere inițială.

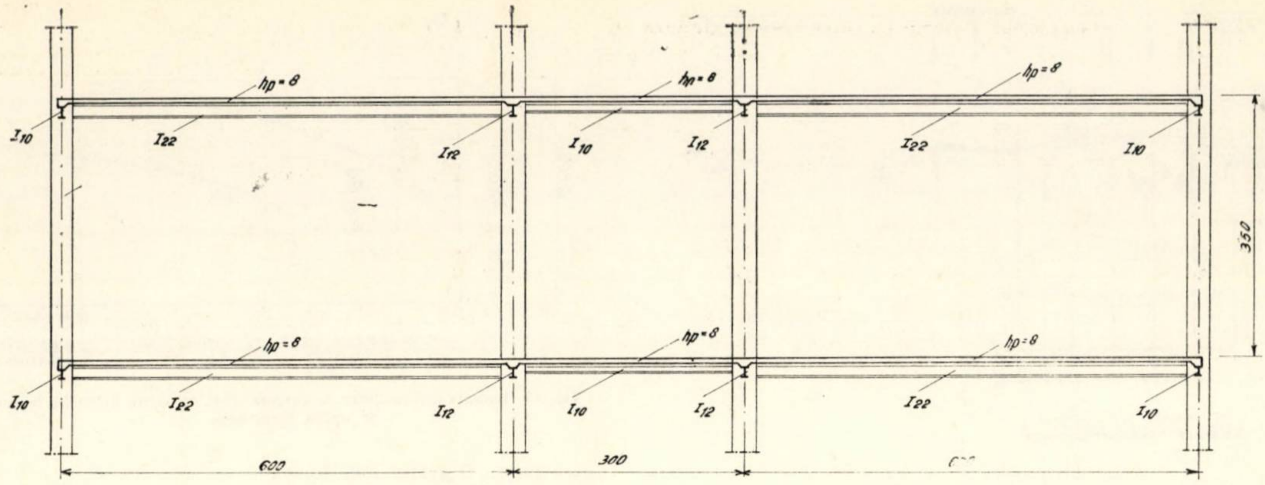


Fig. 16. Secțiune transversală a unei clădiri cu multe niveluri

devine:

$$E'_{b.7} = \left(\frac{1}{3,13} \div \frac{1}{3,84}\right) E_b$$
$$E'_{b.28} = \left(\frac{1}{2,29} \div \frac{1}{2,72}\right) E_b \tag{11 a}$$

indicînd o scădere cu circa 26 ÷ 29 % pentru betonul încărcat la 7—8 zile față de cel încărcat la 28 de zile.

Coeficientul de echivalență, funcție de marca betonului, are valorile $n = 7{,}25$ pentru B. 250 și $n = 5{,}25$ pentru B. 600, pentru încărcări de scurtă durată. Pentru încărcările de lungă durată se determină luînd în considerare modulul deformației totale elastico-vîscos-plastice a betonului:

$$n' = \frac{E_a}{E'_b} = \frac{E_a}{E_b} k = n\,k. \tag{12}$$

Dacă încărcarea betonului se face la vîrsta de 7—8 zile se obține:

— pentru B. 250 → $(nk)_7 = 7{,}25(3{,}13 \div 3{,}84) = 22{,}7 \div 27{,}8$
— pentru B.600 → $(nk)_7 = 5{,}25\,(3{,}13 \div 3{,}84) = 16{,}4 \div 20{,}2$,

iar dacă încărcarea betonului se face la vîrsta de 28 zile:

— pentru B.250 → $(nk)_{28} = 7{,}25\,(2{,}29 \div 2{,}72) = 16{,}1 \div 19{,}7$
— pentru B.600 → $(nk)_{28} = 5{,}25\,(2{,}29 \div 2{,}72) = 12{,}0 \div 14{,}3$.

Se observă că secțiunea de beton transformată în oțel se reduce cu 29 %, dacă eforturile inițiale din grinda de oțel se predau secțiunii compuse la vîrsta de 7—8 zile, în comparație cu aceea corespunzătoare vîrstei de 28 de zile.

Cu cît deformațiile din curgerea lentă a betonului sînt mai mari, cu atît se reduc mai mult eforturile unitare inițiale din grinda de oțel.

Cu toate că eliminarea factorilor care au dat naștere eforturilor inițiale în grinda de oțel se poate face la cel puțin 8 zile de la turnarea dalei de beton armat, se recomandă ca această operație să se facă numai după ce betonul a ajuns la rezistența corespunzătoare mărcii.

În acest fel se vor reduce deformațiile de curgere lentă datorită eforturilor inițiale și vor scădea mai puțin eforturile inițiale de compresiune din fibra inferioară a grinzii de oțel.

Acest fapt are ca efect posibilitatea creșterii încărcării utile fără o depășire a rezistenței admisibile în fibra inferioară a grinzii de oțel.

Caracteristicile statice ale secțiunii (fig. 15) se calculează diferențiat pentru fiecare etapă de încărcare. Pentru încărcările rezultate prin eliminarea factorilor ce au introdus eforturile inițiale în grinda de oțel, transformarea secțiunii de beton se face utilizînd valoarea $kn = 12 \div 28$, în funcție de marca betonului și vîrsta lui la aplicarea încărcării. Pentru încărcările permanente se va lucra cu valoarea kn corespunzătoare betonului la vîrsta de 28 zile, iar pentru cele

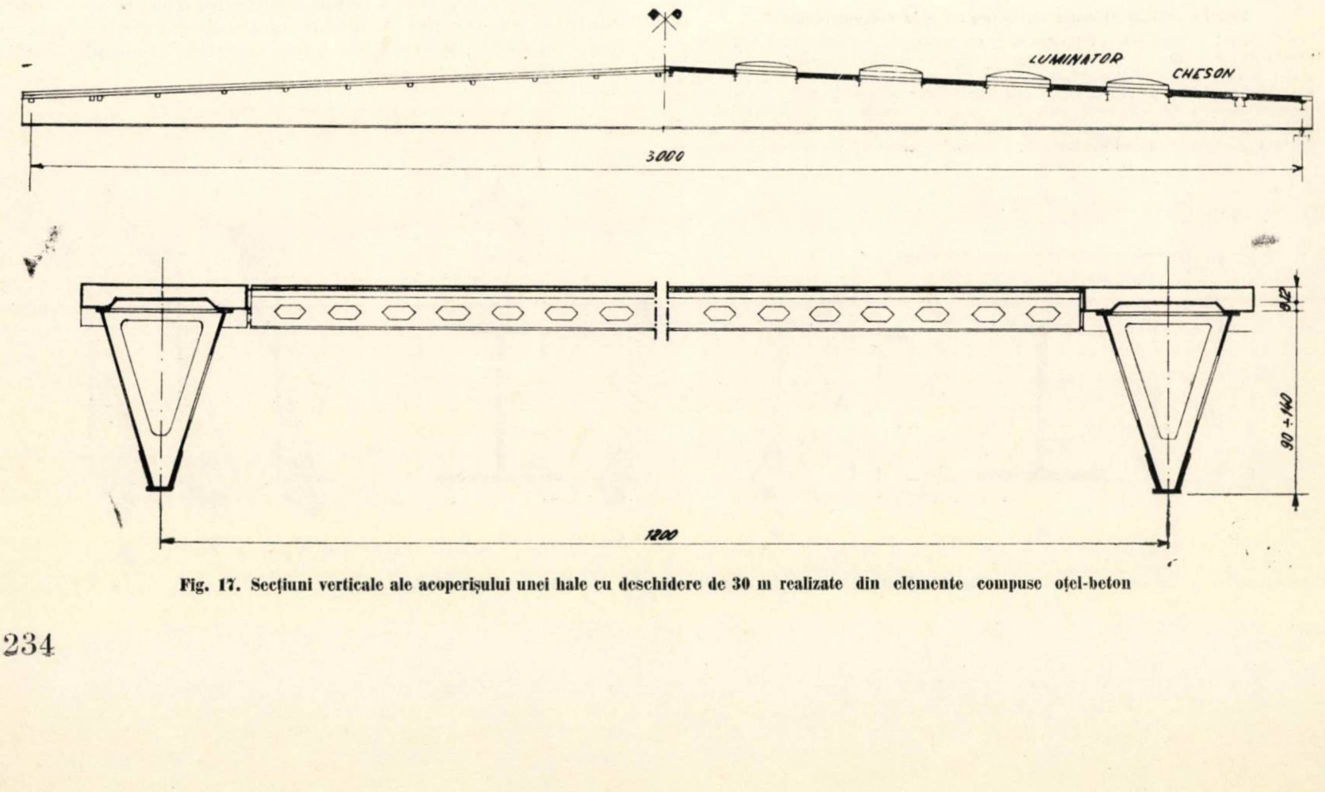


Fig. 17. Secțiuni verticale ale acoperișului unei hale cu deschidere de 30 m realizate din elemente compuse oțel-beton

Tabela 1

Consum de materiale pentru traveea curentă cu deschiderea de 6,00 m a clădirii etajate

Soluția	Beton		Oțel-beton		Oțel laminat		Elemente de legătură	
	(m³/m²)	(%)	(kg/m²)	(%)	(kg/m²)	(%)	(kg/m²)	(%)
Fără conlucrare	0,080	100	3,34	100	26,0	100	—	—
Conlucrare fără sprijiniri	0,081	101	3,34	100	23,0	88,5	0,42	50,0
Conlucrare și sprijiniri	0,081	101	3,34	100	17,8	68,5	0,70	83,4
Conlucrare și eforturi inițiale	0,080	101	3,34	100	13,2	50,8	0,84	100,0

utile se va lua $k = 1$ și n corespunzător mărcii betonului. În cazul că o parte din încărcarea utilă are acțiune de lungă durată, aceasta se va trata ca și încărcarea permanentă.

5. DETERMINAREA VALORII OPTIME A EFORTULUI INIȚIAL DIN GRINDA DE OȚEL

Valoarea optimă a eforturilor inițiale din grinda de oțel se obține cînd eforturile maxime din beton și oțel se ating în același timp. Pentru poduri se cere ca valorile eforturilor unitare maxime din oțel și beton să nu depășească valorile admisibile date în [1] (σ_a^{ot} și σ_a^b). Pentru lucrările de construcții supuse la încărcări statice, la care se admite calculul în domeniul plastic, se recomandă ca prin introducerea eforturilor inițiale în grinda de oțel să se atingă în același timp rezistența de curgere a oțelului (σ_c) și rezistența betonului la dezvoltarea momentului plastic în elementele compuse oțel-beton (R_{bp}).

Tabela 2

Consum de materiale pentru o hală cu deschidere de 30 m (fig. 17)

Elementul	Beton (m³/m²)	Oțel-beton (kg/m²)	Oțel laminat
Ferma cheson	0,018	1,8	17,8
Pane cheson	0,027	2,7	7,2
Total	0,045	4,5	25,0
Total oțel		29,5	

Tabela 3

Consum de materiale pentru o structură cu deschidere de 45 m

Elementul	Travee			
	6,00 m		12,00 m	
	Beton (m³/m²)	Oțel (kg/m²)	Beton (m³/m²)	Oțel (kg/m²)
Beton B.400	0,040		0,030	
Beton B.250	—		0,025	
Beton ușor (plăci T.3)	0,060		—	
Oțel-beton		5,2		4,5
Oțel laminat pane		—		8,0
Oțel laminat grindă cheson		55,0		35,5
Total	0,040 0,060	60,2	0,055	48,0

Pe bază de încercări se recomandă a se lua $R_{bp} = 0,8\ R_b$. Această valoare mai poate fi redusă, luînd în considerare neomogenitatea mărcii betonului. Normativul condiționat P. 8 recomandă valoarea coeficientului de omogenitate a betonului 0,6.

Starea de solicitare a unei secțiuni compuse, realizată cu eforturi inițiale, rezultă din figura 15.

Presupunînd cunoscute caracteristicile statice și geometrice ale secțiunii și acceptînd o variație liniară a eforturilor unitare pe înălțimea secțiunii, rezultă relația ce dă efortul inițial optim în grinda de oțel :

$$\sigma^{i}_{oi} = kn\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}}\sigma^b_a - \sigma^{ot}_a - \sigma^p_{ci}\left(k\frac{y_{bs}}{y_{ci}}\cdot\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}} - 1\right) - \sigma^g_{oi}$$

sau : (13)

$$\sigma^{i}_{oi} = kn\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}}R_{bp} - \sigma^{ot}_c - \sigma^p_{ci}\left(k\frac{y_{bs}}{y_{ci}}\cdot\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}} - 1\right) - \sigma^g_{oi}.$$

Dacă toate încărcările sînt de scurtă durată, situație ce apare în cazul încercărilor experimentale, relațiile (13) se scriu sub forma :

$$\sigma^{i}_{oi} = n\frac{y_{ci}}{y_{bs}}\sigma^b_a - \sigma^{ot}_a - \sigma^g_{oi}$$

$$\sigma^{i}_{oi} = n\frac{y_{ci}}{y_{bs}}R_{bp} - \sigma^{ot}_c - \sigma^g_{oi}, \tag{13 a}$$

iar dacă toate încărcările sînt de lungă durată :

$$\sigma^{i}_{oi} = kn\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}}\sigma^b_a - \sigma^{ot}_a - \sigma^g_{oi}$$

$$\sigma^{i}_{oi} = kn\frac{y'_{ci}}{y'_{bs}}R_{bp} - \sigma^{ot}_1 - \sigma^g_{oi}. \tag{13 b}$$

Pentru încărcările de lungă durată trebuie realizate eforturi inițiale mai mari, însă nu de k ori, deoarece raportul $y'_{ci}/y'_{bs} < y_{ci}/y_{bs}$.

Valoarea efortului unitar σ_{1i} trebuie limitată, pentru a nu depăși limita elastică (σ_e) în talpa superioară a grinzii de oțel, în cazul secțiunilor nesimetrice, încît :

$$\sigma_{1i} \leqslant \frac{y_i}{y_s}\sigma_e. \tag{14}$$

6. POSIBILITĂŢI DE APLICARE ÎN CONSTRUCŢII

Structurile compuse oţel-beton se utilizează atît în sectorul construcţiilor de locuit, social-culturale sau industriale, cît şi în construcţia podurilor. În scopul aprecierii eficienţei acestor structuri utilizate în construcţii s-au întocmit studii ce se referă la aplicarea structurilor la clădiri cu mai multe niveluri sau la hale.

În primul caz s-a studiat o clădire etajată, cu caracter administrativ, realizată cu travee de 3,20 m (fig. 16). In secţiune transversală sînt trei deschideri 6,00+3,00+6,00 m. Stîlpii metalici împreună cu riglele orizontale, prinse articulat de stîlpi, formează cadre cu noduri fixe. Încărcările orizontale sînt transmise, prin planşee, cadrelor de contravîntuire (sistem cu zăbrele), amplasate la capetele tronsoanelor delimitate de rosturi. Asigurarea conlucrării dintre dala planşeului şi riglele orizontale, cu introducerea eforturilor iniţiale în grinda compusă, prin aplicarea unor deformaţii iniţiale grinzii de oţel (fig. 1), a condus la o soluţie economică. Indicii de consum de materiale, pentru o riglă curentă, cu deschidere de 6,00 m, rezultă din tabela 1. Se observă că prin realizarea structurii compuse oţel-beton, fără eforturi iniţiale, se obţine o economie de oţel de 31,5%, iar prin introducerea eforturilor iniţiale, economia de oţel creşte la 49,2% comparativ cu soluţia cînd nu se realizează conlucrarea dalei cu grinzile de oţel.

Un alt studiu se referă la acoperişul unei hale industriale cu deschidere de 30,00 m şi travee de 12 m (fig. 17). Ferma este realizată dintr-o grindă-cheson, închisă la partea superioară cu o dală de beton armat, cu lăţimea de 1,50 m şi grosimea de 12 cm. Înălţimea chesonului fiind variabilă, pentru ca pereţii înclinaţi să rămînă plani, lăţimea tălpii inferioare a grinzii de oţel s-a realizat variabilă. Dimensionarea fermei s-a făcut în ipoteza că asamblarea se face pe pardoseală, grinda de oţel fiind rezemată continuu, încît secţiunea compusă preia şi greutatea proprie a grinzii de oţel. Nu s-au introdus eforturi iniţiale în grinda de oţel. Între ferme s-au prevăzut chesoane compuse oţel-beton cu eforturi iniţiale, cu deschidere de 10,50 m şi lăţime de 1,50 m. Placa chesonului are grosimea de 3 cm şi o îngroşare la 9 cm în zona de contact cu grinda de oţel. Între chesoane se lasă un spaţiu liber de 1,50 m, în care se pot amenaja luminătoare în planul învelitorii sau se pot acoperi cu plăci din beton armat de dimensiuni mici. În cazul cînd nu sînt necesare luminătoare, chesoanele se pot monta alăturat, fără spaţiu liber între ele. Indicii de consum de materiale rezultă din tabela 2. Consumul de oţel poate fi redus mai mult dacă secţiunea-cheson a fermei se execută cu eforturi iniţiale.

În cadrul laboratorului de construcţii metalice al Institutului politehnic Timişoara s-au experimentat două chesoane compuse oţel-beton, pentru o deschidere de 12 m, obţinîndu-se o bună concordanţă cu metoda de calcul folosită.

Utilizarea structurilor compuse oţelbeton la deschideri mai mari asigură

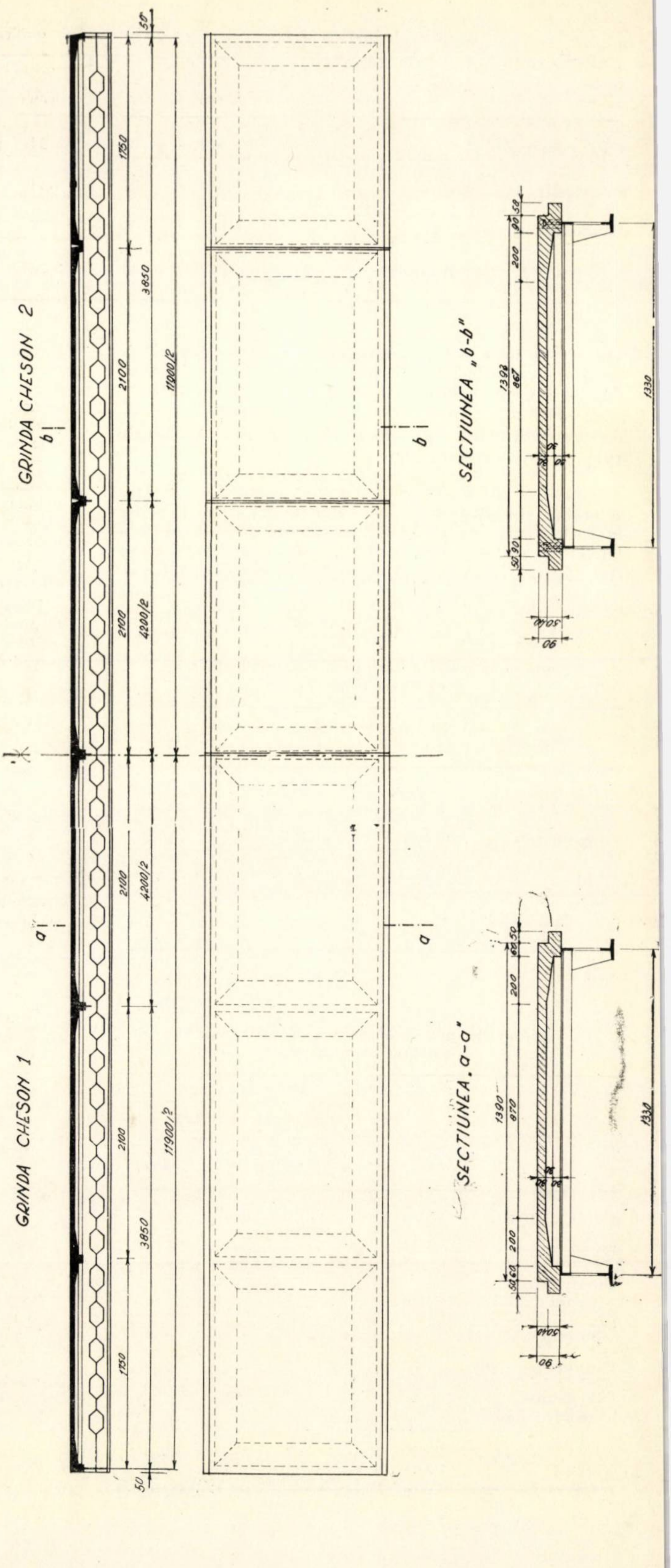


Fig. 18. Alcătuirea chesoanelor

a — cu placă monolită; *b* — cu placă din elemente prefabricate de asemenea economii importante de oţel. La o deschidere de 45,00 m, folosind o secţiune-cheson pentru fermă şi introducînd eforturi iniţiale în grinda de oţel prin intermediul a două reazeme provizorii amplasate la 15 m de la reazeme, reducerea consumului de oţel creşte odată cu mărirea distanţei dintre ferme, aşa după cum rezultă din tabela 3.

Între ferme se montează chesoane compuse oţel-beton, care aduc consumul de materiale indicat în tabela 2 pentru traveea de 12 m.

7. ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE

Verificarea experimentală a comportării structurilor compuse oţel-beton cu eforturi iniţiale s-a făcut pe două grinzi sistem cheson (fig. 18).

Grinzile de oţel ajurate, realizate cu secţiune nesimetrică, pentru a mări braţul cuplului interior, sînt alcătuite din 1/2 profil I.16 şi o platbandă de 160 × 6 mm. Între grinzile de oţel s-au prevăzut legături transversale la capete şi la treimile deschiderii. La chesonul al doilea s-a introdus o legătură suplimentară la mijlocul deschiderii.

Placa de beton armat s-a realizat cu grosimea de 3 cm în cîmp şi 9 cm deasupra grinzilor de oţel; trecerea de la o grosime la alta s-a făcut prin vute. Transversal, placa de beton armat a fost prevăzută cu îngroşări pînă la 9 cm, amplasate la 2,10 m în zona centrală şi 1,75 m la reazeme (fig. 18). Placa s-a executat monolit la primul cheson şi din şase plăci prefabricate la al doilea. Armarea plăcii s-a făcut cu oţel-beton Ø 4 la chesonul monolit (fig. 19) şi cu oţel-beton Ø 5 la plăcile prefabricate

Placa monolită a fost turnată şi păstrată în hala laboratorului. Plăcile prefabricate au fost executate la Intreprinderea de prefabricate Arad. Betonul plăcilor prefabricate s-a confecţionat cu 0,835 m^3 nisip cu granulaţia de la 0 la 7 mm, 0,443 m^3 pietriş cu granulaţia de la 7 la 30 mm, 340 kg ciment RIM 200 şi cu raportul $a/c = 0{,}55$. După turnare, elementele prefabricate au fost tratate prin aburire timp de 10 ore.

Legătura dintre dala de beton armat şi grinzile de oţel s-a realizat cu bare înclinate la dala monolită şi cu dornuri la dalele prefabricate. Barele înclinate la 45 °, sudate de grinzile de oţel, s-au realizat din oţel-beton Ø 12 pe lungimea de 2,00 m de la reazeme şi din Ø 8 în restul deschiderii. Pe treimea mijlocie, unde forţa de lunecare poate să schimbe semnul, s-au utilizat bare ridicate continue (fig. 20). La chesonul doi, realizat cu dale prefabricate, dornurile Ø 16 cu lungime de 70 mm, s-au fixat de grinda de oţel prin sudură, executată în jurul unei crestături în lungul dornului, pe o lungime de 40 mm (fig. 21).

Înainte de turnarea plăcii de beton armat sau înainte de fixarea plăcilor prefabricate s-a dat o contrasăgeată grinzilor de oţel prin forţe concentrate aplicate la 3,85 m de la reazeme (fig. 22, 23). Măsurarea forţelor s-a făcut cu dinamometre. Prin realizarea contrasăgeţii s-au introdus în grinzile de oţel eforturi iniţiale de sens contrar celor din încărcările exterioare, avînd valoarea de + 1 600 kgf/cm ^{2} în talpa superioară şi de — 600 kgf/cm^2 în talpa inferioară la primul cheson. Eforturile iniţiale introduse în grinzile de oţel ale chesonului doi rezultă din figurile 29 şi 30.

Caracteristicile materialelor utilizate la cele două chesoane rezultă din tabela 4.

La chesonul cu placa de beton armat monolit au apărut fisuri de contracţie, a căror poziţie şi mărime a deschiderii rezultă din figurile 24 şi 25.

Datorită eforturilor iniţiale din grinzile de oţel şi secţiunii nesimetrice de oţel, încărcarea admisibilă a acestor elemente creşte mult, după cum rezultă din coeficienţii de formă, care pentru chesonul al doilea sînt : $M_p / M_c^f = 1{,}12$, $M_p / M_a^f = 1{,}85$. Dacă nu se introduc eforturi iniţiale în grinzile de oţel, aceste raporturi sînt : $M_p / M_c = 1{,}40$ şi $M_p / M_a = 2{,}68$. Prin introducerea eforturilor iniţiale în grinzile de oţel, momentul admisibil creşte cu 50 %, iar momentul la care se atinge σ_c în fibra inferioară a grinzii de oţel, M_c, creşte cu 25 %.

Încărcările experimentale ale celor două chesoane compuse oţel-beton au confirmat ipotezele şi metoda de calcul ale grinzilor compuse cu eforturi iniţiale. În timpul experimentărilor s-au urmărit atît deformaţiile cu ajutorul a 10

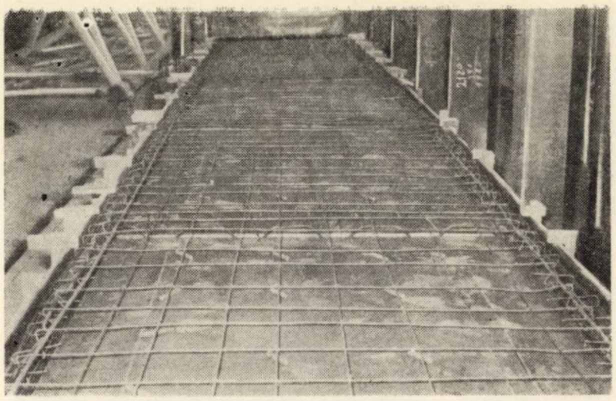


Fig. 19. Armarea dalei monolite

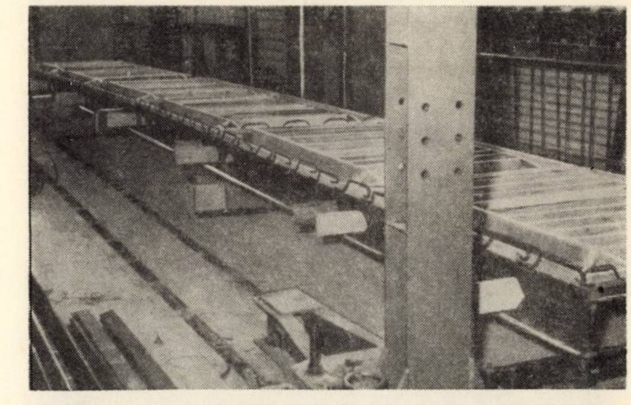


Fig. 20. Elemente de legătură bare înclinate, la chesonul cu placă monolită

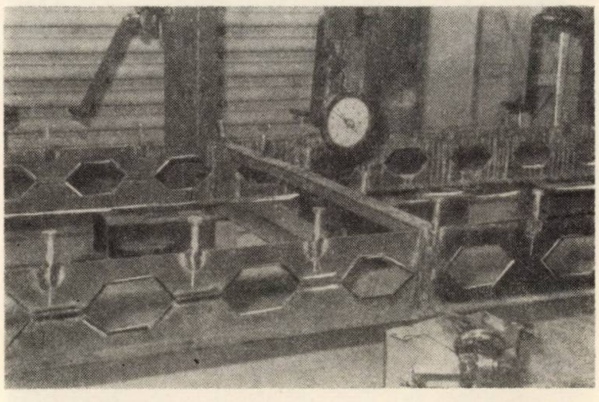


Fig. 21. Elemente de legătură dornuri, la chesonul cu plăci prefabricate

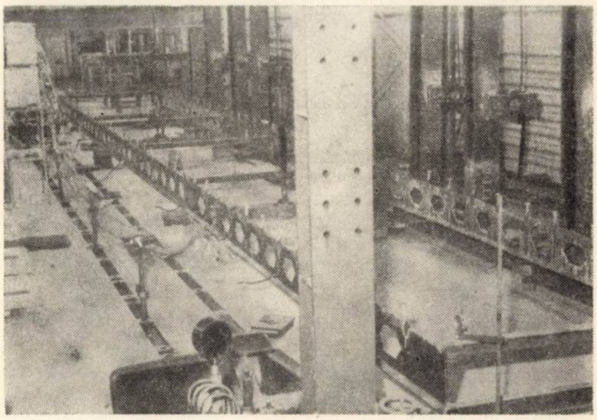


Fig. 22 Realizarea contrasăgeţii grinzii de oţel

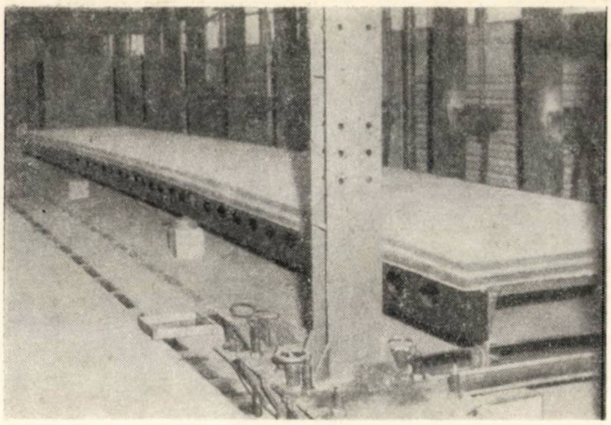


Fig. 23. Vederea primului cheson cu placa turnată pe grinzile de oţel cu contrasăgeată.

Fig. 25. — Vederea fisurilor din placa de beton armat

Fig. 25 a

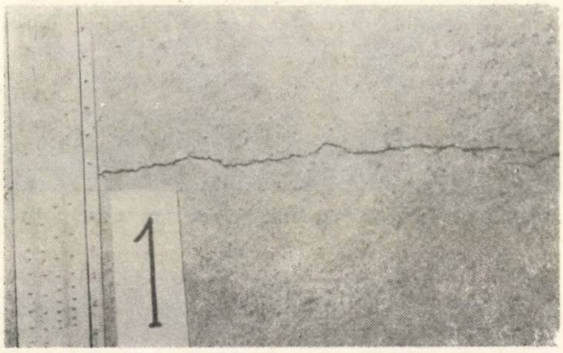
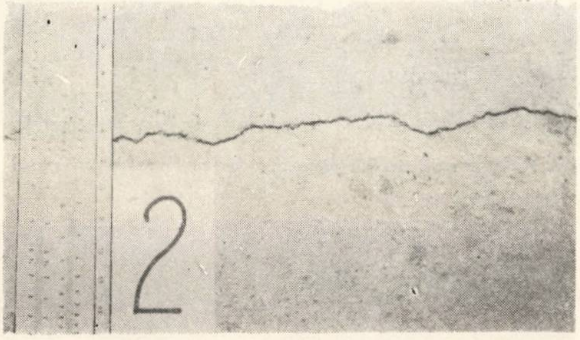


Fig. 25 b



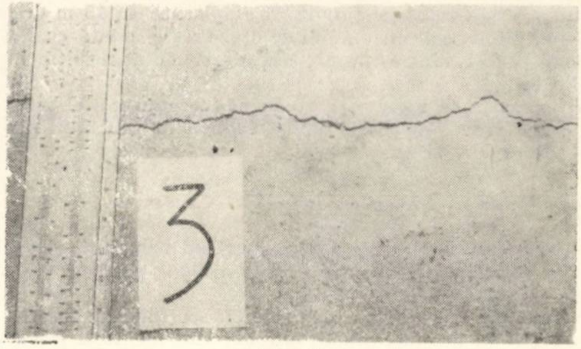


Fig. 25 c

Fig. 25 d

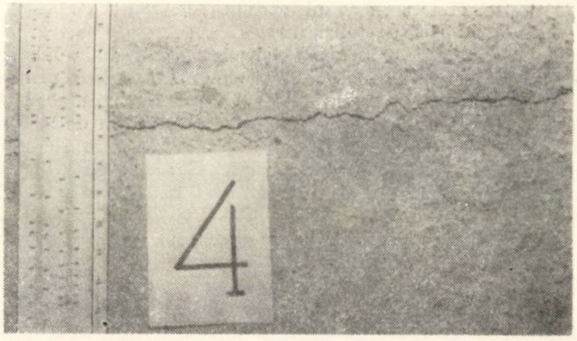


Fig. 25 e

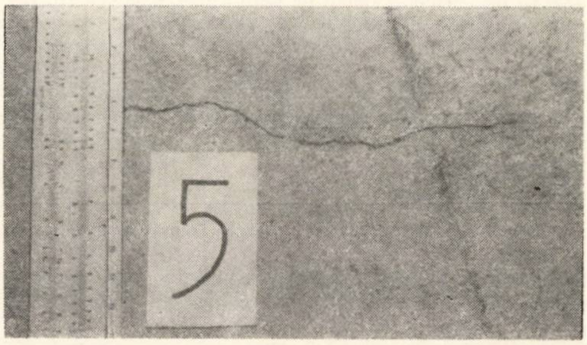
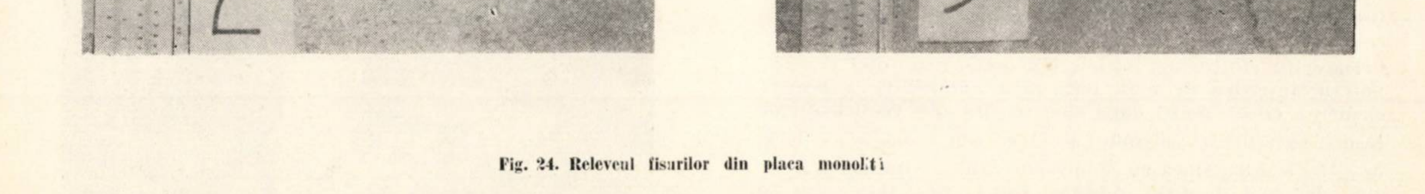


Fig. 24. Releveul fisurilor din placa monolită


a= 0,6 mm
①
a=0,3mm
⑨
⑦
a=0,5mm
② a=0,8mm
a=0,5mm
⑥
③ a=0,8mm
a=0,4mm
⑧
⑩
④ a=0,6mm
a=0,3mm ⑤
⑪

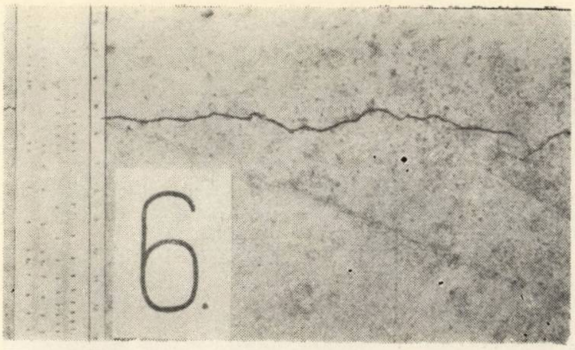


Fig. 25 f

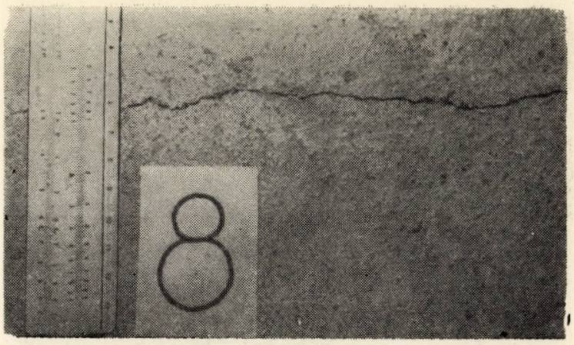


Fig. 25 h

Fig. 25 g

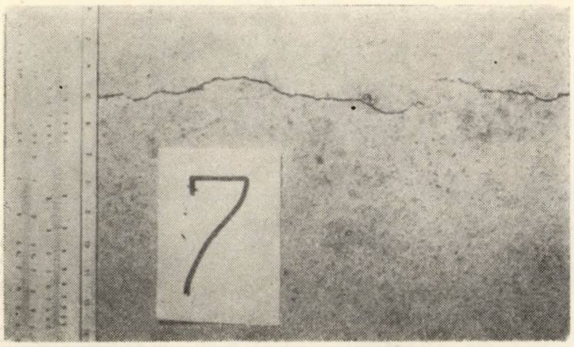


Fig. 25 i

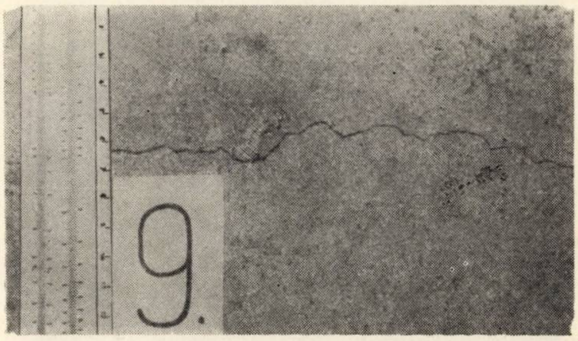


Tabela 4

Caracteristicile materialelor

Nr. crt.	Denumirea elementului	Oţel OL. 38			Beton *	
		σ_c	σ_r	%	R_b	E_b
	Cheson 1					
1	Talpă superioară	2 700	4 130	28,5		
2	Talpă inferioară-inimă	3 000	4 630	23,0		
3	Talpă inferioară-flanşă	2 940	4 410	27,0		
4	Placă beton armat				165	180.000
	Cheson 2					
5	Talpă superioară	2 700	4 130	28,5		
6	Talpă inferioară-inimă	2 500	3 940	28,0		
7	Talpă inferioară-flanşă	2 860	4 210	27		
8	Placă prefabricată 1				261	245.000
9	Placă prefabricată 2				344	302.000
10	Placă prefabricată 3				323	300.000
11	Placă prefabricată 4				395	331.000
12	Placă prefabricată 5				395	322.000
13	Placă prefabricată 6				306	306.000
14	Mortar în goluri şi rosturi				349	—

* Caracteristicile mecanice ale betonului s-au determinat în ziua experimentării chesoanelor pe cuburi şi prisme păstrate în aceleaşi condiţii ca şi elementele de încercat. Prin aburire rezistenţa cubică a betonului s-a redus cu 8,5 pînă la 23%. Încercările pe cuburi au indicat o creştere a rezistenţei betonului în ziua încercării faţă de R_b^{28} cu valori cuprinse între 7–14%.

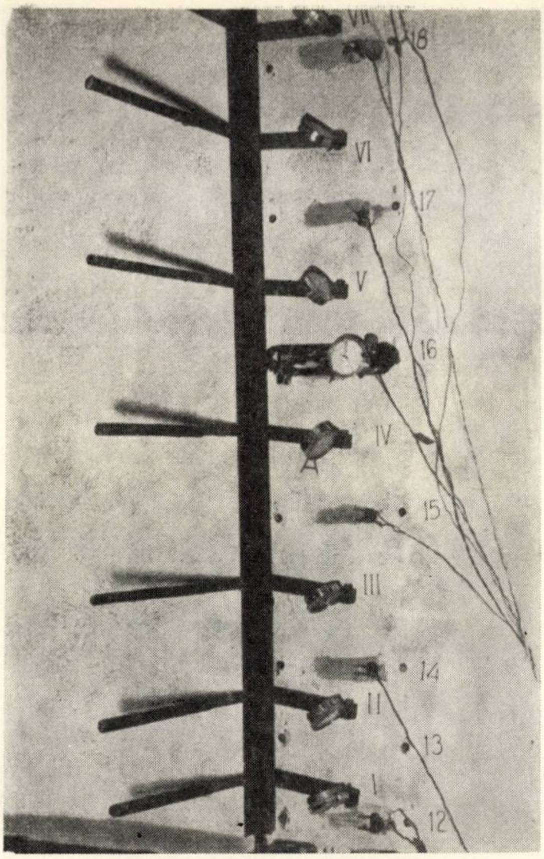

VII
18
VI
17
V
16
IV
A
15
III
14
II
13
I
12

Fig. 26. Vederea instalațiilor de măsurare a scurtării fibrei superioare a plăcii de beton armat și a microcomparatoarelor pentru măsurarea deformațiilor transversale ale plăcii.

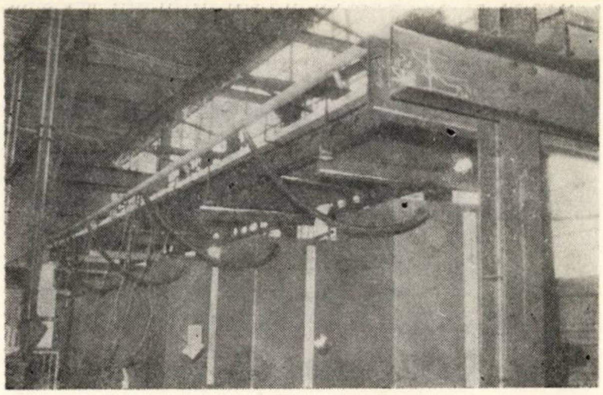


Fig. 27. Ansamblul sistemului de încărcare

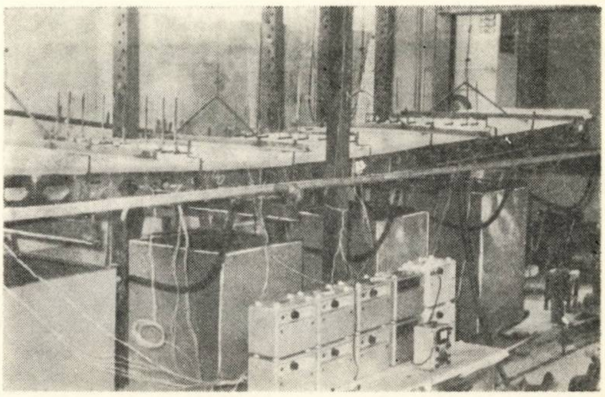


Fig. 28. Aplicarea încărcărilor pe placa de beton armat

Fig. 29. Eforturi unitare din contrasăgeata grinzii de oțel. Secțiunea A – A

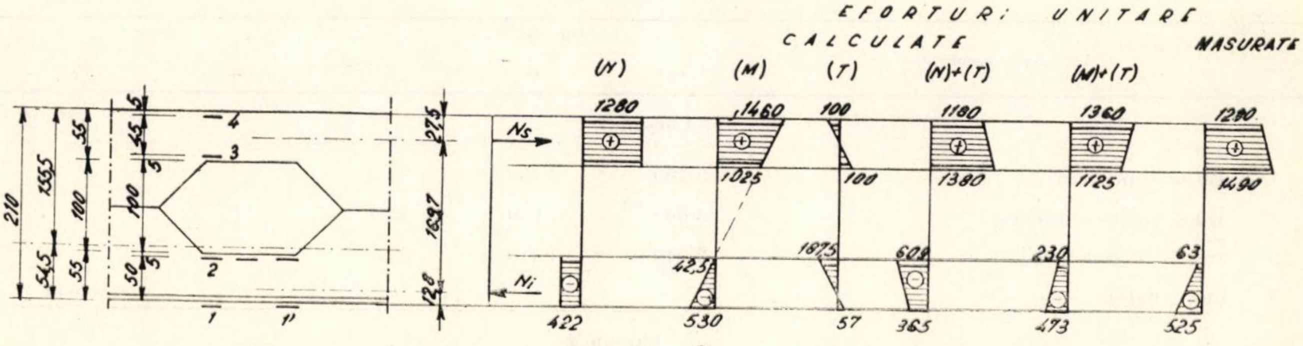
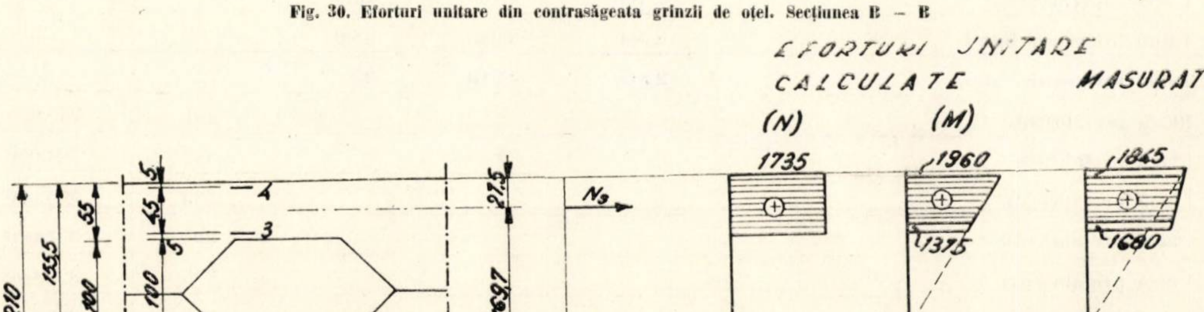

EFORTURI UNITARE
CALCULATE
MASURATE
(N)
(M)
(T)
(N)+(T)
(M)+(T)
210
155,5
54,5
55
100
55
5
45
5
100
5
50
4
3
2
1
1'
27,5
169,7
12,8
Ns
Ni
1280
422
1460
1025
42,5
530
100
100
187,5
57
1180
1380
60,8
365
1360
1125
230
473
1280
1490
63
525
a)
b)
c)
d)
e)
f)
g)

Fig. 30. Eforturi unitare din contrasăgeata grinzii de oțel. Secțiunea B – B


EFORTURI UNITARE
CALCULATE
MASURATE
(N)
(M)
210
155,5
54,5
55
100
55
5
45
5
100
5
50
4
3
2
1
1'
27,5
169,7
12,8
Ns
Ni
1735
565
1960
1375
57,5
710
1845
1680
42
725
a)
b)
c)
d)

flexometre, cît și distribuția eforturilor unitare cu ajutorul mărcilor electrotensiometrice. Totodată s-a urmărit curbarea transversală a plăcii de beton armat cu microcomparatoare 1/100 și scurtarea fibrei superioare de beton (fig. 26).

Prima încărcare a chesonului cu secțiunea compusă oțel-beton s-a realizat prin eliminarea reazemelor intermediare. Încărcările ulterioare s-au aplicat pe placa de beton, în axul grinzilor de oțel, în cîte cinci puncte, prin intermediul unor rezervoare de apă (fig. 27 și 28).

Determinarea eforturilor unitare în grinda de oțel, rezultate din contrasăgeată, s-a făcut prin două metode. În primul caz s-a considerat că în secțiunea cu gol apar forțe axiale (N_s și N_i) aplicate în centrele de greutate ale tălpii superioare, respectiv inferioare, peste care se suprapun eforturile unitare rezultate din momentul dat de forța tăietoare din secțiunea cu gol. Forța tăietoare s-a repartizat celor două tălpi proporțional cu rigiditatea acestora (fig. 29 b, d, e și fig. 30 b). În al doilea caz, s-au determinat eforturile unitare din secțiunea cu gol, considerată rigidă la încovoiere, la care s-a adunat efectul momentelor secundare date de forțele tăietoare (fig. 29 c, d, f și fig. 30 c). Eforturile unitare măsurate au arătat în fibrele extreme valori mai apropiate de acelea calculate prin procedeul al doilea. În schimb, eforturile unitare măsurate în apropierea golului sînt mai apropiate de acelea determinate prin procedeul întîi. Apariția unor eforturi mai mari, în jurul golului, decît acelea calculate prin procedeul al doilea, se justifică prin apariția unor vîrfuri de solicitări în colțurile golului. Întru-

Tabela 5

Eforturi unitare calculate în chesonul II după eliminarea reazemelor provizorii

SECȚIUNEA „A–A"

Nr. crt.	Încărcarea	Oțel (kgf/cm²)				Beton (kgf/cm²)		
		1	2	3	4	5	6	7
1	Greutatea proprie grinda oțel	+ 116	+ 41	– 259	– 331	–	–	–
2	Contrasăgeata $- R_{oț}^{f+g}$	– 473	– 230	+ 1 125	+ 1 360	–	–	–
3	Total I	– 357	– 189	+ 866	+ 1 029	–	–	–
4	$+ R_c^{f+g}$	+ 626	+ 1 001	– 33	+ 316	+ 7,2	– 12,7	– 37,6
5	Total II	+ 269	+ 812	+ 833	+ 1 345	+ 7,2	– 12,7	– 37,6

SECȚIUNEA „B–B"

Nr. crt.	Încărcarea	Oțel (kgf/cm²)				Beton (kgf/cm²)		
		1	2	3	4	5	6	7
1	Greutatea proprie grinda oțel	+ 169	+ 13,5	– 326	– 465	–	–	–
2	Contrasăgeata $- R_{oț}^{f+g}$	– 710	– 57,5	+ 1 375	+ 1 960	–	–	–
3	Total I	– 541	– 44,0	+ 1 049	+ 1 495	–	–	–
4	$+ R_{oț}^{f+g}$	+ 1 004	+ 805,0	+ 297	+ 90	+ 10	– 17,4	– 51,5
5	Total II	+ 463	+ 761	+ 1 346	+ 1 585	+ 10	– 17,4	– 51,5

Tabela 6

Eforturi unitare în chesonul II

Secțiunea „A–A"

Nr. crt.	Încărcarea		Oțel (kgf/cm²)				Beton (kgf/cm²)		
			1	2	3	4	5	6	7
1	Greutatea proprie + contrasăgeata	calculat	+ 435	+ 812	+ 833	+ 1 345	+ 7,2	– 12,7	– 37,6
		măsurat							
2	2 P = 550	calculat	+ 721	+ 734	+ 22	+ 217	+ 6,2	– 10,8	– 32,2
		măsurat	+ 588	+ 695	–	+ 210	+ 6,2	– 9,3	– 31,0
3	2 P = 900	calculat	+ 1 172	+ 1 200	+ 35	+ 356	+ 10,2	– 17,6	– 52,5
		măsurat	+ 905	+ 990	–	+ 342	–	– 17,1	– 43,5
4	2 P = 1 200	calculat	+ 1 571	+ 1 598	+ 48	+ 473	+ 13,5	– 23,7	– 70,0
		măsurat	+ 1 480		–	+ 450		– 6,2	– 53,0

cît aceste eforturi unitare locale nu influenţează capacitatea portantă a grinzilor sub încărcări de exploatare, ele pot fi neglijate şi se poate accepta determinarea eforturilor unitare prin procedeul al doilea.

Eforturile unitare din contrasăgeată s-au înregistrat în timp ce grinda de oţel era rezemată numai la capete, încît, pentru a obţine eforturile unitare reale din grinzile de oţel, trebuie scăzute valorile eforturilor unitare din greutatea proprie (fig. 31).

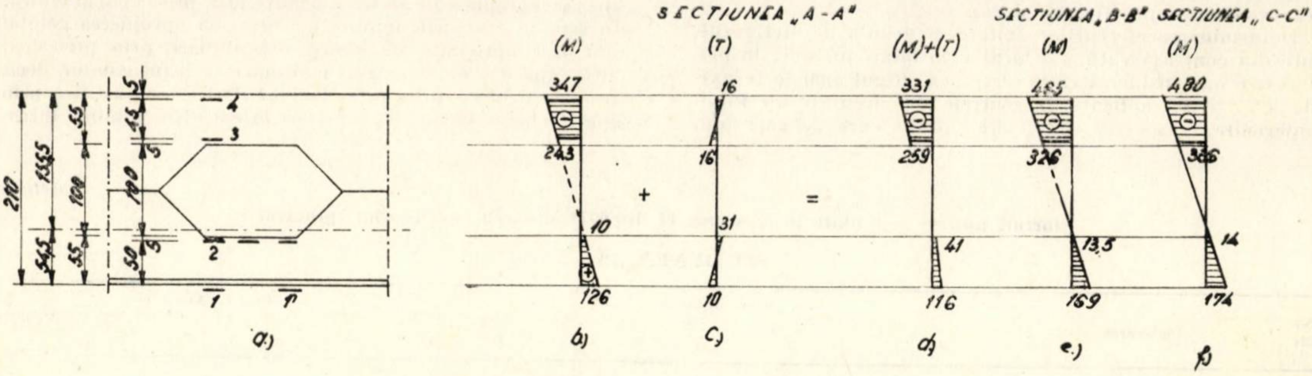

SECŢIUNEA „A-A"
SECŢIUNEA „B-B"
SECŢIUNEA „C-C"
(M)
(T)
(M)+(T)
(M)
(M)
210
135,5
54,5
55
100
55
5
4,5
100
5
50
5
4
3
2
1
1'
34,7
24,3
10
12,6
16
16
31
10
33,1
25,9
4,1
11,6
48,5
32,6
13,5
16,9
48,0
36,6
14
17,4
+
=
a)
b)
c)
d)
e)
f)

Fig. 31. Eforturi unitare calculate din greutatea proprie a grinzii de oţel

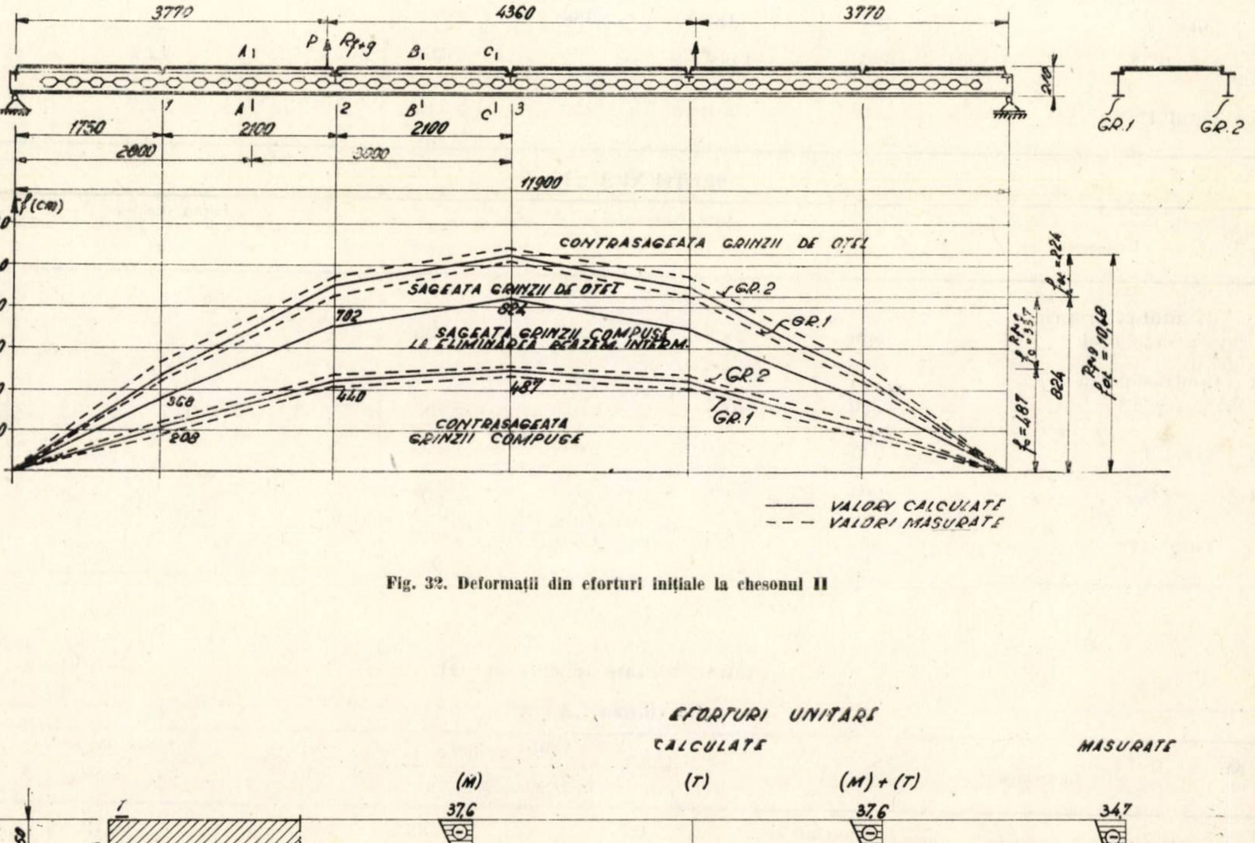


Fig. 32. Deformaţii din eforturi iniţiale la chesonul II

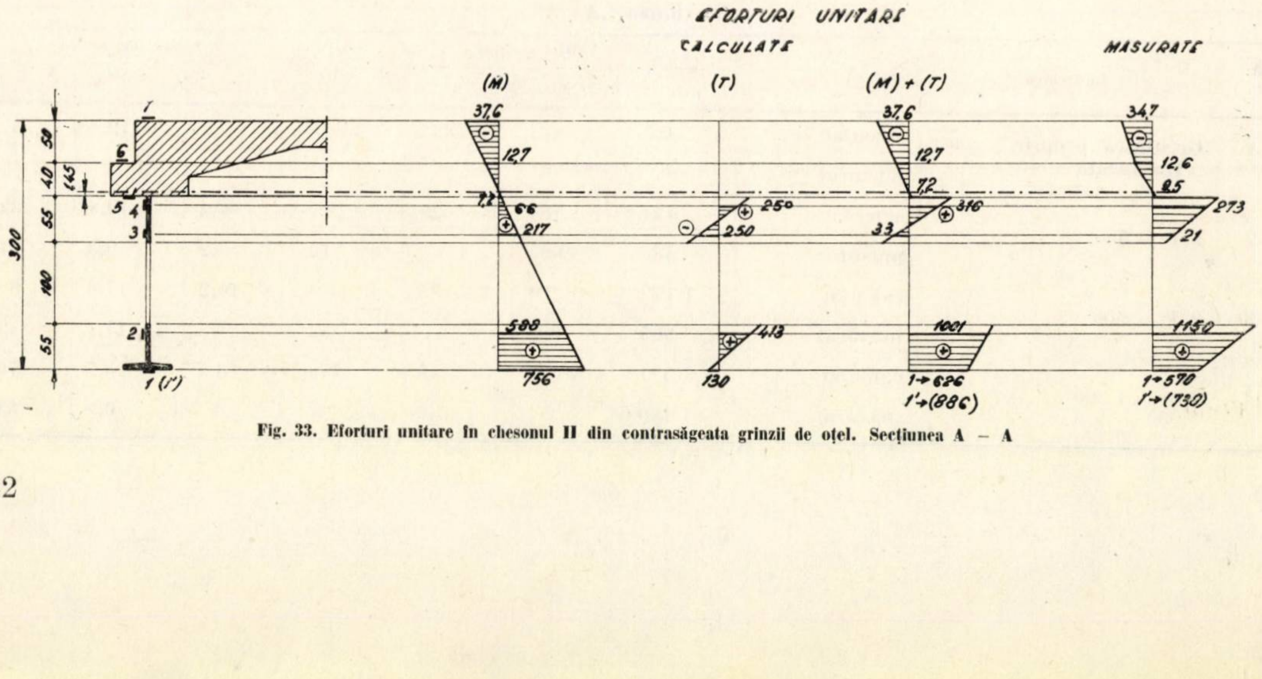

EFORTURI UNITARE
CALCULATE
MĂSURATE
(M)
(T)
(M) + (T)
7
6
5
4
3
2
1 (1')
50
40
12,5
55
100
55
300
37,6
12,7
7,2
66
217
588
756
250
250
413
130
37,6
12,7
7,2
33
316
1001
1→626
1'→(886)
34,7
12,6
8,5
27,3
21
1150
1→570
1'→(730)

Fig. 33. Eforturi unitare în chesonul II din contrasăgeata grinzii de oţel. Secţiunea A – A

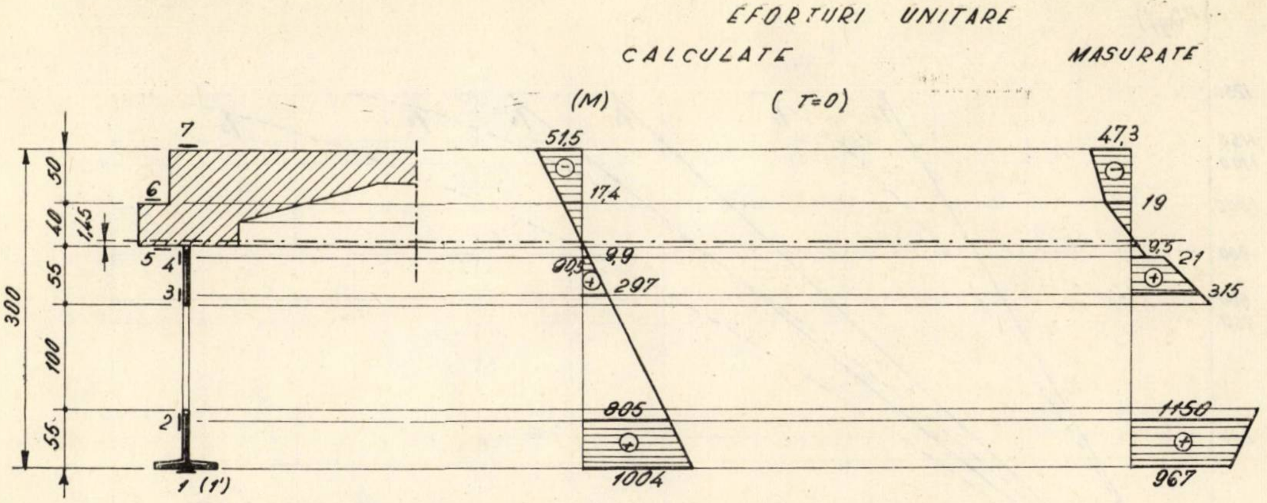

ÉFORTURI UNITARE
CALCULATE
(M)
(T=0)
MASURATE
7
6
5
4
3
2
1 (1')
50
40
55
100
55
300
1,45
51,5
17,4
9,9
0,5
29,7
805
1004
47,3
19
9,5
21
31,5
1150
967

Fig. 34. Eforturi unitare în chesonul II din contrasăgeata grinzii de oțel. Secțiunea B — B

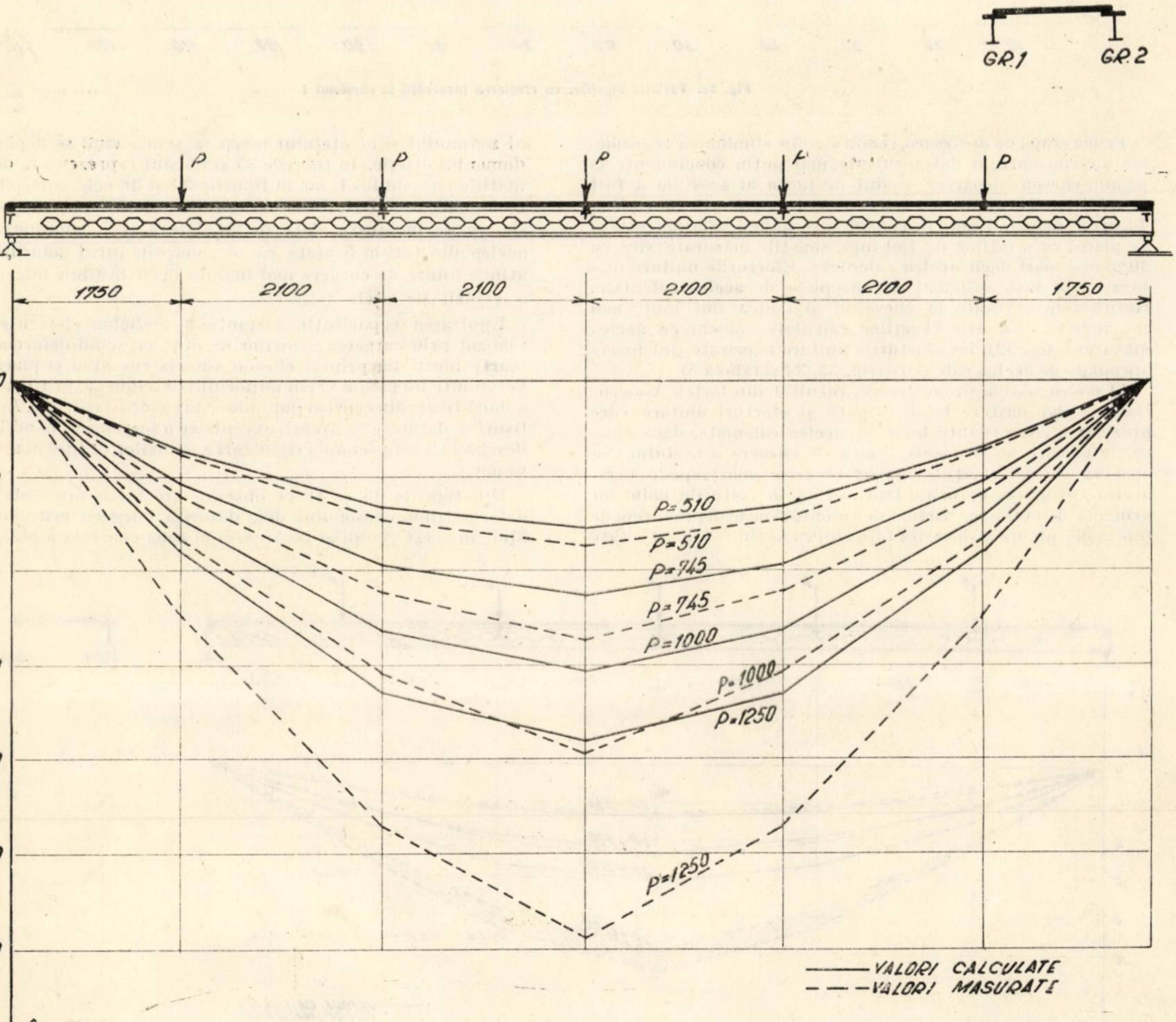


Fig. 35. Deformațiile chesonului I

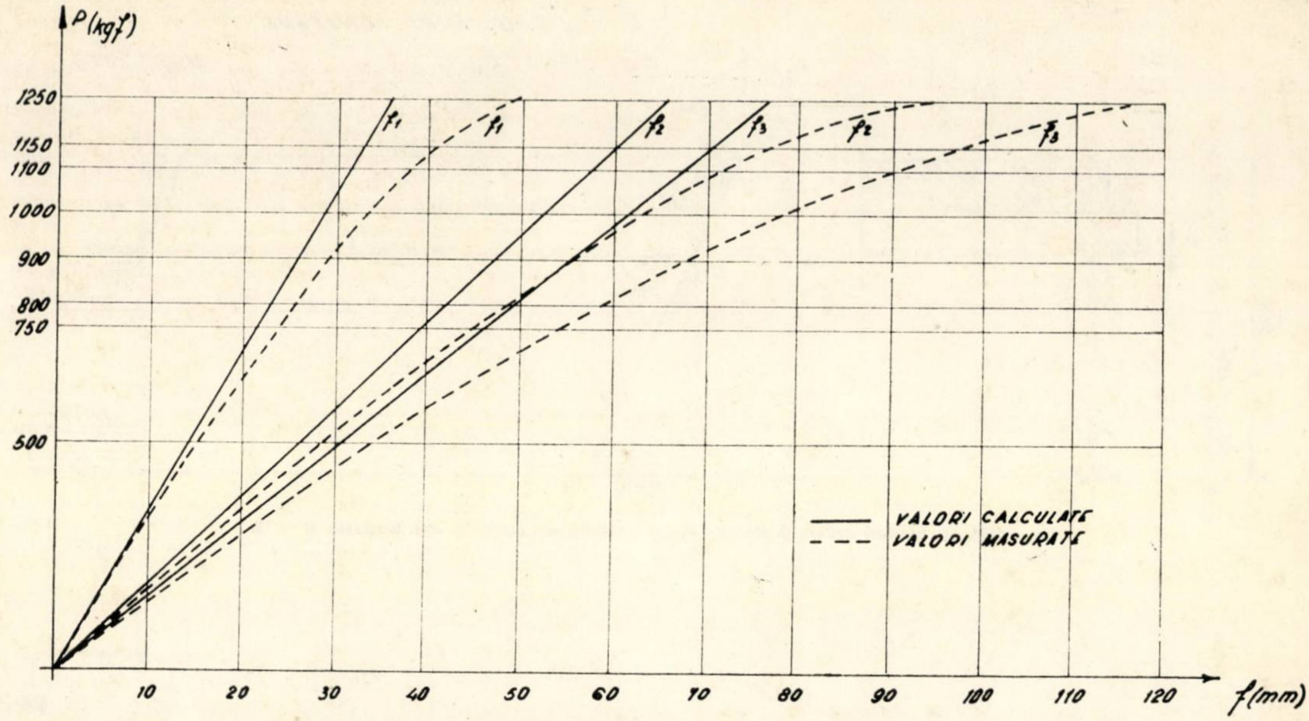


Fig. 36. Variația săgeților cu creșterea încărcării la chesonul I

Prima etapă de încărcare, rezultată din eliminarea reazemelor intermediare, a dat rezultate mai puțin concludente la primul cheson, deoarece modul de lucru al acestuia a fost sensibil modificat datorită fisurilor de contracție din placa de beton armat. Luînd în considerare numai fîșia nefisurată de placă, cu o lățime de 180 mm, săgețile măsurate sînt cu 30 % mai mari decît acelea calculate. Eforturile unitare măsurate sînt însă suficient de apropiate de acelea calculate. Rezultatele obținute la chesonul al doilea sînt mult mai concludente. Valorile săgeților calculate coincid cu acelea măsurate (fig. 32), iar eforturile unitare măsurate sînt foarte apropiate de acelea calculate (fig. 33, 34 și tabela 5).

Al doilea sistem de încărcare, rezultat din forțele concentrate, a dat naștere la deformații și eforturi unitare care prezintă o concordanță bună cu acelea calculate, dacă eforturile unitare nu depășesc limita de curgere a oțelului. Se observă că deformațiile măsurate cresc mai repede decît acelea calculate, datorită faptului că în colțurile golurilor grinzilor de oțel apar vîrfuri de solicitări ce ating mai repede limita de curgere și datorită faptului că modulii de elasticitate ai betonului și ai oțelului încep să scadă cînd se depășește domeniul elastic. În figurile 35 și 36 sînt reprezentate deformațiile chesonului I, iar în figurile 37 și 38 cele corespunzătoare chesonului II. Eforturile unitare măsurate din acest sistem de încărcare, date în tabelele 6 și 7, suprapuse cu acelea din tabela 5 arată că în zona din jurul golurilor se atinge limita de curgere mai înainte decît în fibra inferioară a grinzii de oțel.

Epuizarea capacității portante a ambelor elemente s-a realizat prin curgerea grinzilor de oțel, crescînd deformațiile foarte mult. La primul cheson s-a distrus apoi și placa de beton într-un panou vecin mijlocului deschiderii, prin apariția a două fisuri din centrul panoului spre colțuri (fig. 39). Aceste fisuri se datoresc încărcării excentrice a forțelor de la mijlocul deschiderii și lipsei unei rigidizări a grinzilor de oțel în același punct.

Din figurile 40 și 41 se observă creșterea pronunțată a deformațiilor chesonului doi, datorită curgerii grinzilor de oțel. În acest stadiu al încărcării, în zona centrală a plăcii de

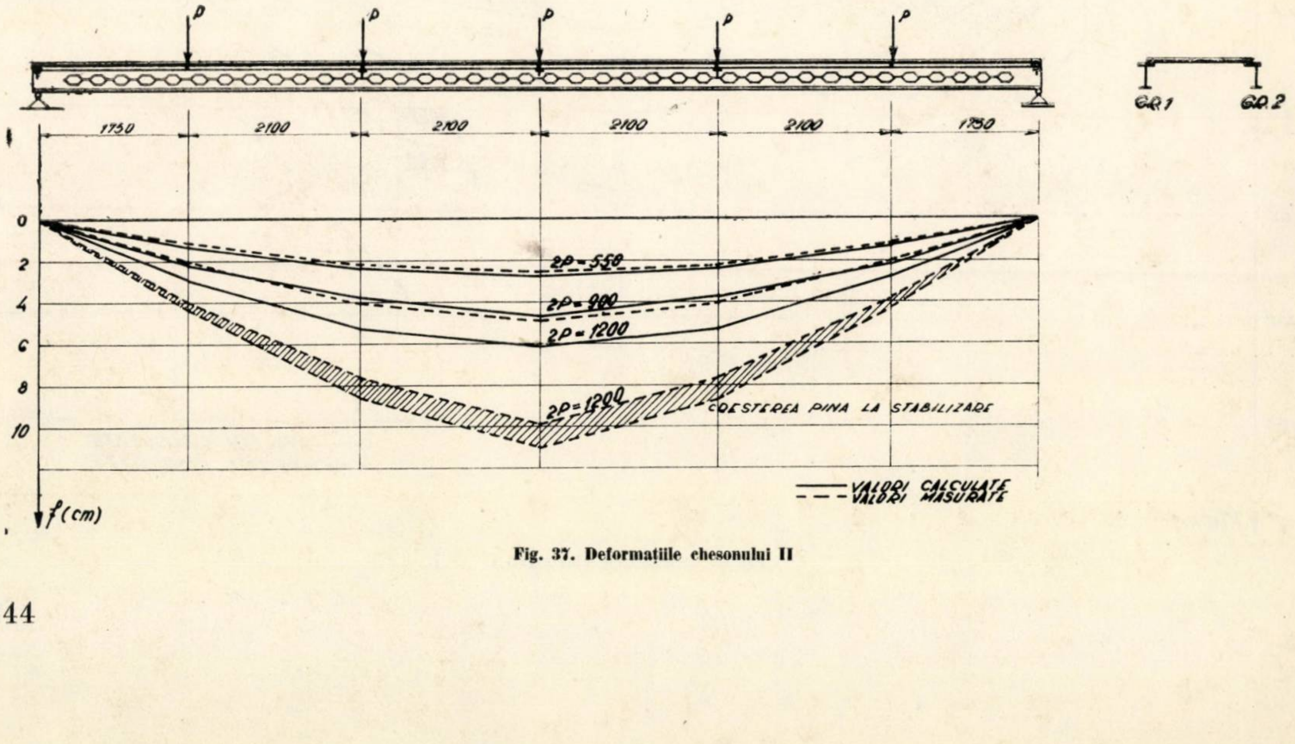


Fig. 37. Deformațiile chesonului II

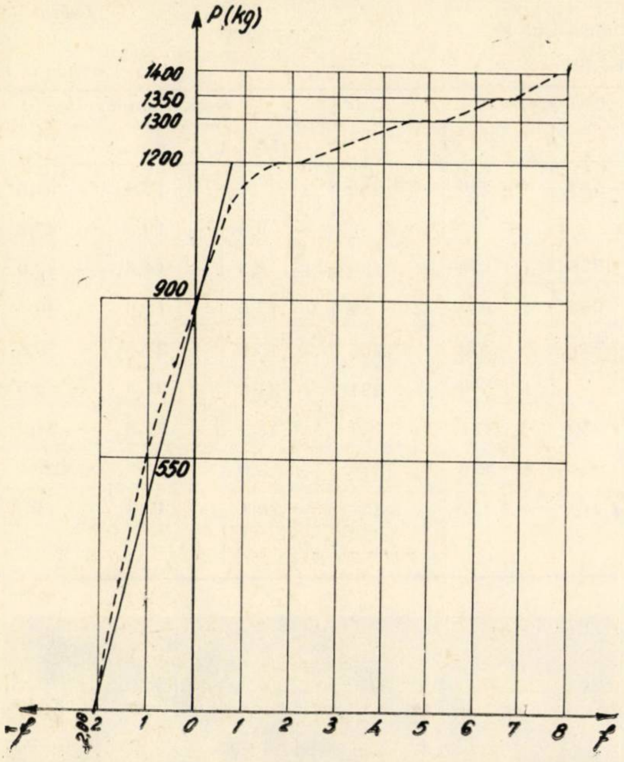


Fig. 38 a.

beton armat au apărut fisuri pronunțate în îngroșările plăcii de beton armat, deasupra grinzilor de oțel (fig. 42).

Din figura 38 se observă că, datorită curgerii parțiale a grinzilor de oțel, deformațiile au crescut foarte mult înaintea ruperii.

Se observă că pe lățimea plăcii de beton armat eforturile unitare s-au păstrat aproximativ constante, iar în domeniul elastic de solicitare s-a putut evidenția variația liniară a eforturilor pe grosimea plăcii, prin mărcile electrotensiometrice fixate pe ambele fețe ale plăcii de beton armat.

Valoarea momentului plastic calculat corespunde cu valoarea experimentală, chesonul avînd însă pentru acest stadiu de încărcare o săgeată de patru ori mai mare decît aceea calculată, considerînd o comportare elastică a materialului.

8. CONCLUZII

Structurile compuse oțel-beton cu eforturi inițiale au o eficacitate maximă dacă se utilizează beton de mărci superioare B.400 la B.600, deoarece încărcarea admisibilă și încărcarea de rupere sînt limitate de rezistențele oțelului (σ_a și σ_e).

Prin introducerea în grinda de oțel a eforturilor inițiale de sens contrar celor provenite din exploatare se obține o reducere a raportului M_r/M_a și deci o sporire a încărcării utile și a eficienței economice.

Secțiunea de oțel fiind complet întinsă sau cu eforturi mici de compresiune în talpa superioară, este eliminat fenomenul de pierdere a stabilității prin voalare.

Studiile întocmite arată că aceste sisteme reprezintă soluții constructive simple, ce conduc la consum redus de oțel și beton, iar utilizarea lor la diferite tipuri de construcții permite realizarea unor economii însemnate de oțel, fără a mări sensibil greutatea construcțiilor prin dala de beton armat.

Fig. 38 b – Variația săgeților cu creșterea încărcării la chesonul II

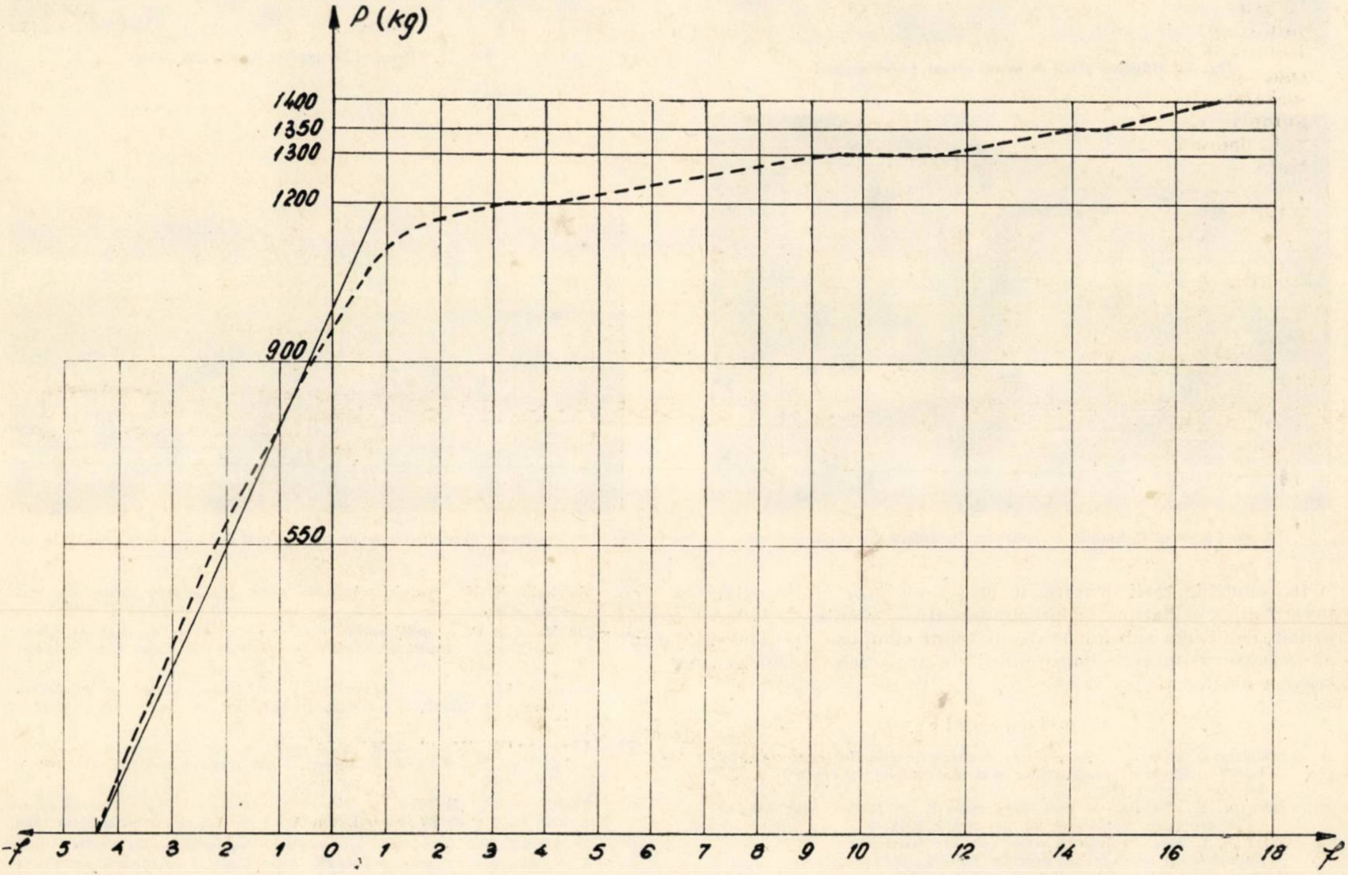


Tabela 7

Eforturi unitare în chesonul II

Secțiunea „B—B"

Nr. crt.	Încărcarea		Oțel (kgf/cm²)				Beton (kgf/cm²)		
			1	2	3	4	5	6	7
1	Grinda proprie + contrasăgeata	calculat	+ 463	+ 761	+ 1 346	+ 1 585	+ 10	— 17,4	— 51,5
		măsurat					+ 9,5	— 19,0	— 47,3
2	2 P = 550	calculat	+ 888	+ 758	+ 196	+ 125	+ 8,5	— 14,6	— 43,0
		măsurat	+ 775	+ 945	+ 273	+ 42	+ 17,0	— 18,6	— 46,5
3	2 P = 900	calculat	+ 1 456	+ 1 232	+ 323	+ 205	+ 13,5	— 23,8	— 70,5
		măsurat	+ 1 345		+ 378	+ 231	+ 34,0	— 21,5	— 80,5
4	2 P = 1 200	calculat	+ 1 941	+ 1 650	+ 431	+ 273	+ 18,1	— 31,8	— 94,0
		măsurat	+ 1 840		+ 570	+ 570	+ 3,0	—	—116
5	Încărcarea 1 + 4	calculat	+ 2 404	+ 2 411	+ 1 777	+ 1 858	+ 28,1	— 49,2	— 145,5
		măsurat							

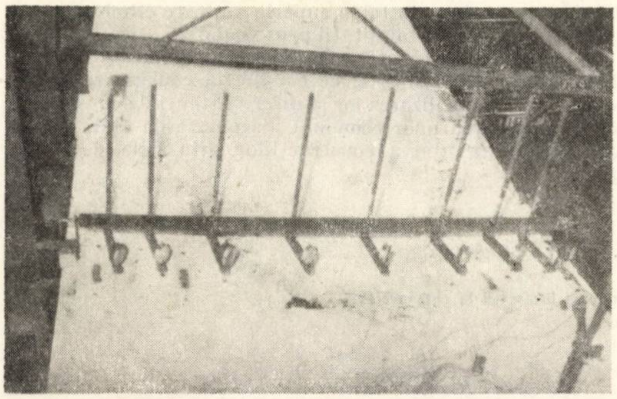


Fig. 39. Ruperea plăcii de beton armat a chesonului I

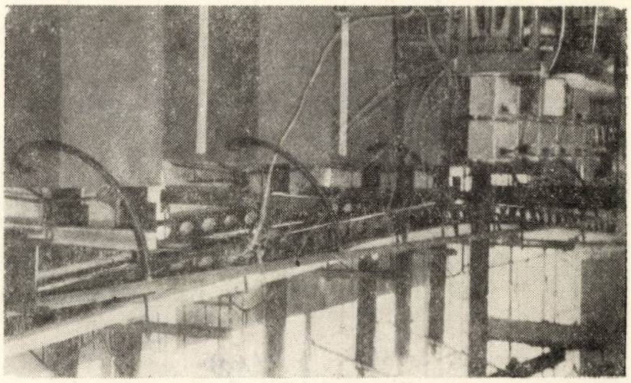


Fig. 41. Chesonul II imediat înainte de cedare

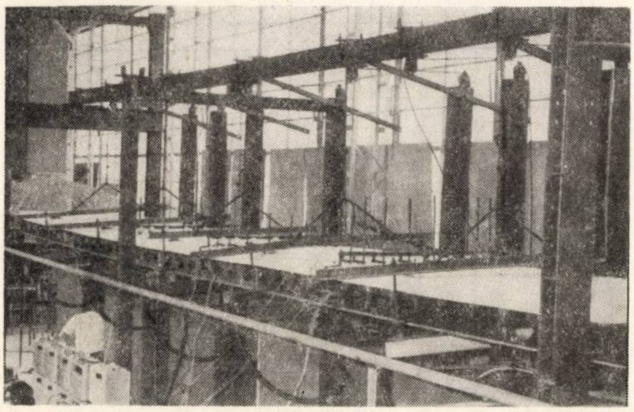


Fig. 40. Chesonul II înainte de aplicarea încărcării din etapa a doua

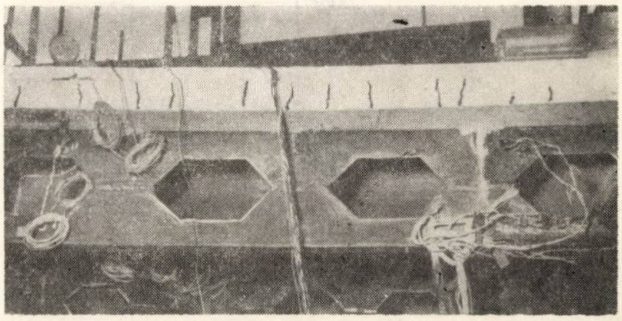


Fig. 42. Fisurarea nervurilor dalei de beton armat după curgerea grinzii de oțe

În condițiile țării noastre, în etapa actuală, cînd pentru învelitori se utilizează cu preponderență elemente de beton armat, realizarea sub formă de chesoane compuse oțel-beton ar permite reducerea consumului de materiale și mărirea traveei halelor la 9—12 m.

Bibliografie

]1] — Mateescu D. și Bota V: *Alcătuirea și calculul grinzilor compuse „oțel-beton"* — Revista construcțiilor și a materialelor de construcții. Vol. 18, Nr. 7, iulie 1966.

[2] — Hautena E: *Brücken in Verbundbauweise V. D. I.* Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure Bd. 90, Nr. 5, 1948.

[3] — Wilenko, L. K.: *Réalisation d'une ossature métallique de 10 étages précontrainte au montage: le nouveau building d'Electricité de France à Paris-Scier.* Stahl, Steel, 27 anneé, Nr. 11, novembre 1962.

[4] — Strelețki N. N.: *Stalejelezobetonnii mosti.* Izdatelstvo Transport, Moskva, 1965.

]5] — De Miranda F.: *Aspetti evolutivi della construzione di ponti in sistema misto acciaio-calcestruzzo.* Construzioni metalliche, Anno XIV, Nr.5-Settembre-Ottobre 1962.

[6] — Birquer A.: *Constructions composites et précontraintes en acier-béton.* Annales de l'Institut technique du bâtiment et des travaux publics, Nr. 221, mai 1966.

]7] — Vironnaud L., Mamillan M. — *Le premiere âge du béton.* Annales de l'Institut Technique du bâtiment et des travaux publics, Nr. 10, octobre 1960.

[8] — Pineiro M. O.: *Relation entre les résistences à la compression des bétons âgés de 7 et de 28 jours.* Béton Armé, 8, Janvier-Février-Mars 1966.

[9] — De Miranda F.: *Presollecitazione mediante sconnessioni di strutture miste in acciaio e calcestruzzo armato collaborante,*Construzioni metalliche, Nr. 5, Settembre-Ottobre 1966.

Sală de sport realizată din elemente preturnate spaţiale în oraşul Gheorghe Gheorghiu-Dej

Ing. A. Erdelyi, conf. ing. A. Mihul şi ing. D. Zăicescu[*]

I. CONSIDERENTE GENERALE

În cursul anului 1967, Întreprinderea şantier construcţii-montaje din oraşul Gheorghe Gheorghiu-Dej, aparţinînd Ministerului de Construcţii pentru Industria Chimică şi Rafinării, a realizat în oraşul Gheorghe Gheorghiu-Dej o sală de sport cu o suprafaţă de 850 m² destinată atît antrenamentelor, cît şi activităţii competiţionale.

Proiectul iniţial primit de la D. S. A. P. C. Bacău constituia o variantă în soluţie prefabricată a sălii de sport din oraşul Piatra Neamţ, avînd însă deschiderea sălii micşorată cu 3 m, iar vestiarul de dimensiuni mai reduse.

Soluţia prevăzută în proiect prezenta o serie de inconveniente, dintre care enumerăm : necesitatea folosirii unui cofraj pentru fiecare piesă sau ridicarea acesteia pentru scoaterea cofrajului la o vîrstă timpurie, imposibilitatea realizării ambelor paramente vizibile ale pieselor din beton aparent, greutăţi ale pieselor superioare capacităţii de ridicare a macaralelor de montaj existente în ţara noastră, imposibilitatea transmiterii, de către nodul de îmbinare dintre stîlpi şi unde, a solicitărilor mari ce apar în exploatare din efectul de cadru, precum şi faptul că racordarea dintre stîlpi şi unde nu se făcea într-un mod plăcut.

Ţinînd seama de cele enumerate mai sus, Întreprinderea şantier construcţii-montaje din oraşul Gheorghe Gheorghiu-Dej, în colaborare cu Facultatea de construcţii din Institutul politehnic Iaşi, a întocmit din nou proiectul de arhitectură şi rezistenţă[**] al sălii de sport într-o altă soluţie decît cea prevăzută iniţial, proiect însuşit ulterior de către D.S.A.P.C. Bacău şi avizat pentru execuţie.

II. SOLUŢIA DE REZISTENŢĂ

Structura de rezistenţă a sălii este alcătuită din cadre spaţiale dublu încastrate de dimensiunea unei travee, montate alăturat şi din două frontoane de capăt.

Fiecare cadru este realizat prin montarea a doi stîlpi triunghiulari cu secţiune variabilă în V, avînd unghiul ascuţit dispus spre interiorul construcţiei şi greutatea de 22 t şi a unei unde precomprimate cu secţiunea transversală în V de 40 t greutate.

Îmbinarea dintre undă şi stîlpii cadrului s-a realizat prin turnarea, după montaj, peste undă, în zona de suprapunere a ei cu stîlpul, a unei plăci monolite de 10 cm grosime în care sînt ancorate o serie de bare ale stîlpului care trec prin undă prin goluri special lăsate la turnare.

Această soluţie a permis realizarea unei îmbinări capabile să preia importantele solicitări ce apar în timpul exploatării în nodurile superioare ale cadrului.

La fiecare extremitate a sălii, pentru asigurarea închiderii ei, au fost executate două frontoane din beton aparent decorativ de granulit.

Aceste frontoane, realizate în grosime de 30 cm, din beton B. 150 de granulit, reazemă la partea interioară pe o grindă de fundaţie şi se termină la partea superioară printr-o şaibă de beton, care are rolul de a transmite solicitările provenite din sarcinile seismice de la ultima undă la cei trei stîlpi dispuşi la partea inferioară a frontonului.

Calculul static al acestei structuri a fost condus considerînd ansamblul stîlpi-undă în două situaţii şi anume :

a) *Faza de montaj*, în care s-au considerat :

— stîlpii încastraţi la partea inferioară, acţionaţi de încărcările provenite din greutatea proprie, vînt, sarcini de montaj şi din greutatea proprie a undei după montarea ei ;

— unda simplu rezemată în dreptul dispozitivelor de agăţare în timpul montajului şi la extremităţi după terminarea lui, acţionată de încărcările provenite din greutatea proprie şi sarcini de montaj.

b) *Faza de exploatare*, în care s-a considerat ansamblul undă-stîlpi ca un cadru dublu încastrat rezultat în urma monolitizării nodurilor superioare, capabile să preia momente.

Cadrul astfel format a fost considerat încărcat cu sarcinile ce acţionează structura după realizarea legăturii de continuitate în nodurile superioare, respectiv sarcinile din învelitoare, vînt şi seismicitate.

Solicitările provenite din sarcinile seismice s-au considerat că sînt preluate în sens transversal de către fiecare cadru în parte, iar în sens longitudinal construcţiei, de către un ansamblu de trei stîlpi dispuşi în fiecare din cele două frontoane de capăt.

Unda precomprimată a fost proiectată astfel încît să poată prelua atît momentele pozitive ce apar în mijlocul riglei cadrului, cît şi momentele negative ce apar la extremităţile ei.

În acest scop, unda a fost precomprimată la partea inferioară cu cinci cabluri din 12 Ø 7 SBP I, iar la partea superioară, în zona marginală, pe fiecare latură, cu cîte un cablu din 12 Ø 7 SBP I pe o lungime de 6 m de la extremitate spre centru, toate cablurile avînd traseele rectilinii (fig. 1,2)

III. EXECUŢIA ELEMENTELOR PREFABRICATE

Execuţia pieselor componente ale structurii a fost efectuată prin preturnarea lor pe amplasamentul construcţiei.

Astfel, stîlpii au fost executaţi în perimetrul sălii, iar undele pe o platformă situată în prelungirea axei longitudinale a construcţiei (fig. 3).

La stabilirea tehnologiei de turnare a pieselor s-au avut în vedere următoarele considerente :

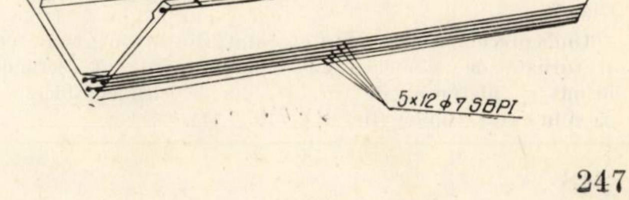
— necesitatea rămînerii piesei pe locul de turnare şi deplasarea în consecinţă a tiparului, pentru a asigura astfel un număr suficient de mare de reutilizări ale acestuia, precum şi posibilitatea unei decofrări timpurii ;

— realizarea tuturor paramentelor vizibile ale pieselor din beton aparent ;

— asigurarea unei turnări corecte a betonului pe suprafeţe înclinate la aproximativ 45° faţă de orizontală.

Stîlpii au fost executaţi cu o secţiune stratificată, formată din trei straturi de beton, cel interior de 6 cm grosime din beton B. 250 cu agregate grele, cel median de 14 cm grosime din beton de granulit B. 100, avînd funcţia de izolare termică, iar cel exterior de 8 cm grosime de asemenea din beton B. 250 cu agregate grele (fig. 4, 5 şi 6).

Fig. 1. Schema de precomprimare a undei



---

[*] Autorii în ordine alfabetică.

[**] Execuţia lucrării a fost condusă de şeful de şantier Costea Constantin, iar lucrările de execuţie a pieselor preturnate, precum şi montarea structurii au fost efectuate de o formaţie complexă condusă de şeful de brigadă Fodor Alexandru.

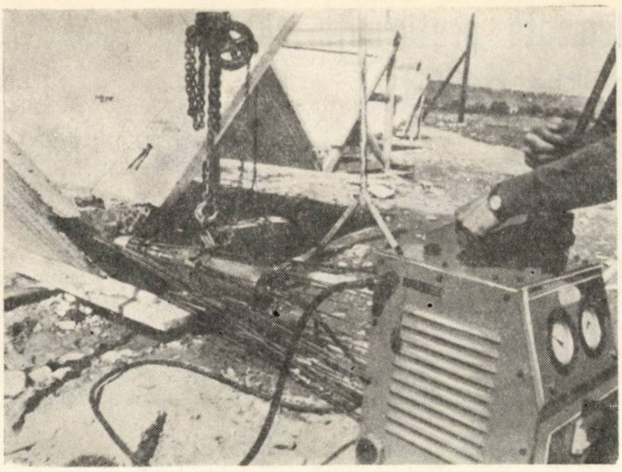


Fig. 2. Precomprimarea undei

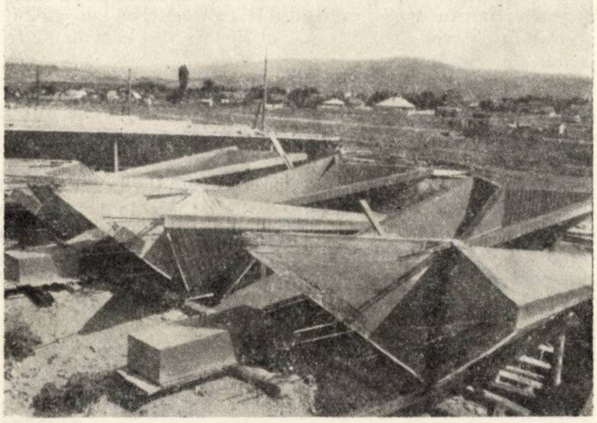


Fig. 3. Vedere de ansamblu asupra platformei de preturnare a pieselor; în primul plan stîlpii, iar în ultimul undele

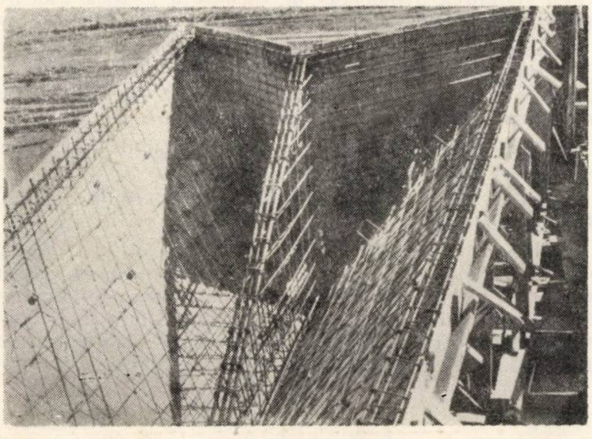


Fig. 5. Armarea stîlpului

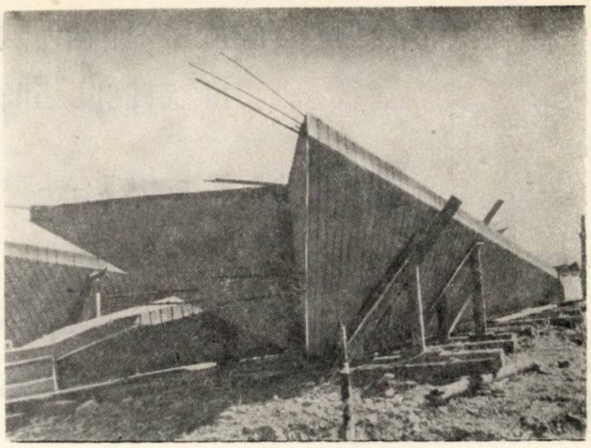


Fig. 6. Stîlpul după decofrare

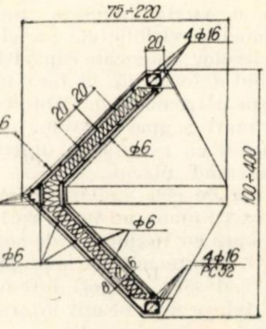

75÷220
20
4φ16
20
20
φ6
φ6
100÷400
5...9φ25
PC52
φ6
φ6
6
8
4φ16
PC52

Fig. 4. Secţiune prin stîlpi

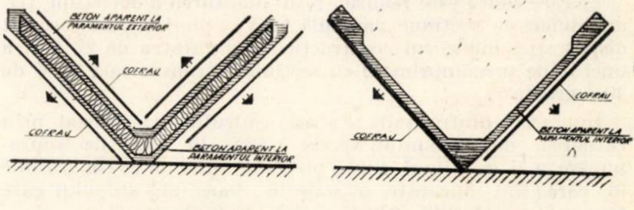

STÎLP
BETON APARENT LA PARAMENTUL EXTERIOR
COFRAJ
COFRAJ
BETON APARENT LA PARAMENTUL INTERIOR
UNDĂ
COFRAJ
COFRAJ
BETON APARENT LA PARAMENTUL INTERIOR

Fig. 7. Schema tehnologică a elementelor preturnate

Poziţia de turnare a lor a fost aleasă cu unghiul ascuţit al secţiunii dispus pe platforma de turnare, astfel încît a fost posibilă decofrarea piesei a doua zi, fără a o deplasa (fig. 7).

Unda precomprimată a fost executată din beton greu B. 400 şi turnată de asemenea cu unghiul ascuţit al secţiunii dispus pe platforma de turnare, din aceleaşi considerente ca şi în cazul stîlpilor (fig. 8, 9, 10 şi 11).

O atenţie deosebită a fost acordată realizării paramentelor vizibile ale pieselor preturnate, trebuind să se asigure în acest scop la stîlpi paramentul interior cît şi cel exterior din beton aparent, iar la undă doar cel interior (fig. 12).

Pentru realizarea acestor paramente din beton aparent au fost asigurate o serie de condiţii tehnologice cu caracter special.

Astfel, cofrajele pieselor s-au executat din scînduri negeluite, prelucrate mecanic pe canturi şi îmbinate în coadă de rîndunică. Peste rosturile de îmbinare ale scîndurilor au fost bătute şipci semicirculare, pentru asigurarea unui aspect plăcut al paramentului de beton aparent şi pentru asigurarea unui supliment de etanşeitate a cofrajului.

Înainte de turnare, cofrajele au fost îmbibate cu apă pînă la saturare, pentru mărirea etanşeităţii şi pentru asigurarea unei dezlipiri uşoare a lor de suprafeţele de beton, evitîndu-se astfel folosirea substanţelor chimice ce facilitează deco-

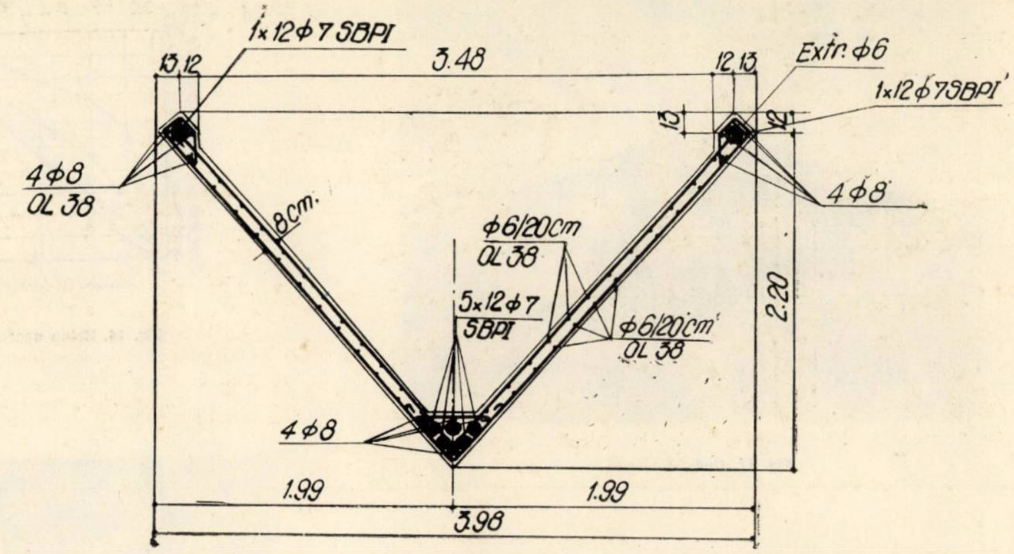


Fig. 8. Secţiune prin undă

frarea, dar care pot păta şi colora neuniform suprafaţa betonului.

Etanşeitatea cofrajelor a fost dictată în primul rînd de necesitatea împiedicării scurgerii mortarului fin prin rosturi în timpul vibrării, iar în al doilea rînd, pentru împiedicarea accesului aerului prin rosturile dintre scînduri, care ar fi produs o uscare prematură a betonului în aceste zone şi în final ar fi condus la diferenţe supărătoare de culoare a suprafeţei de beton.

După fiecare turnare, cofrajele au fost curăţate cu peria şi apă pentru a se conserva textura scîndurilor şi pentru a mări numărul de refolosiri ale lor, reuşindu-se să se obţină în cazul cofrajului stîlpilor un număr de 20 de refolosiri, iar în cazul undelor un număr de 10 refolosiri.

Pentru evitarea apariţiei barelor de armătură pe paramentele vizibile, şi deci a pericolului de pătare a acestora prin oxidarea oţelului insuficient acoperit de beton, armătura elementelor a fost dispusă în cofraje la o distanţă de 35 mm de faţa acestora, prin intermediul unor distanţieri circulari de beton.

O atenţie deosebită a fost acordată alegerii compoziţiei betonului.

Astfel, la prepararea betoanelor grele şi de granulit aparente s-au folosit compoziţii granulometrice ale căror curbe se înscriu în cele indicate de Küntzel, iar la dozarea părţii fine (ciment + nisip 0 — 0,2 mm) s-au folosit proporţiile indicate în curba profesorului Walf.

Cimentul folosit pentru executarea elementelor preturnate a fost de tipul PZ 400 pentru stîlpi şi PZ 500 pentru unde, care însă nu a dat totdeauna satisfacţie, datorită diferenţelor de tentă dintre diferitele şarje.

La execuţia lucrării s-au folosit următoarele tipuri de betoane :

— beton cu agregate grele B. 250 la execuţia straturilor de rezistenţă de la stîlpi ;

— beton termoizolant cu agregate din granulit B. 150 la execuţia frontoanelor ;

— beton termoizolant cu agregate din granulit B. 100 la execuţia stratului median al stîlpilor ;

— beton cu agregate grele B. 400 la execuţia undelor.

Orientativ, prezentăm curbele granulometrice şi reţetele primelor două tipuri de betoane enumerate mai sus (fig. 13 şi 14).

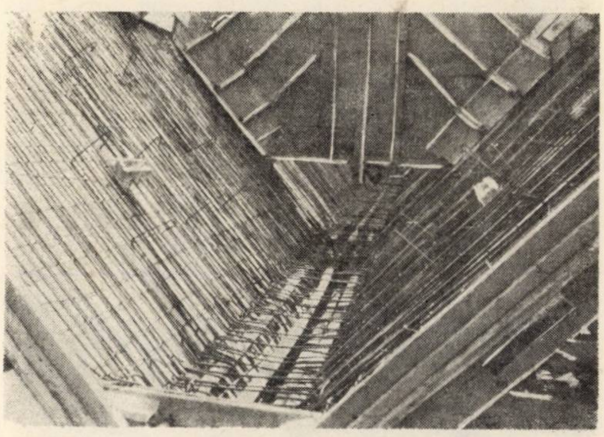


Fig. 9. Armarea undei

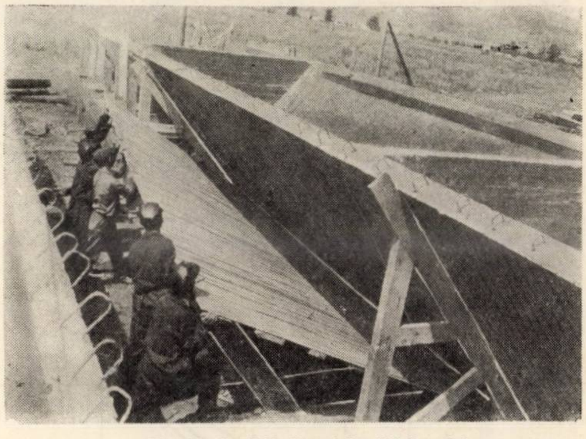


Fig. 10. Fază din timpul decofrării undei

1. Beton cu agregate grele B. 250

Ciment PZ 400	380 kg
Apă	143 litri
Nisip 0—7	1 112 kg
Criblură 7—15	715 kg

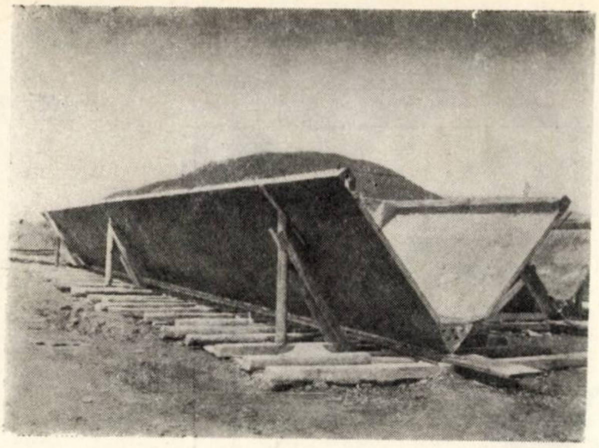


Fig. 11. Unda decofrată

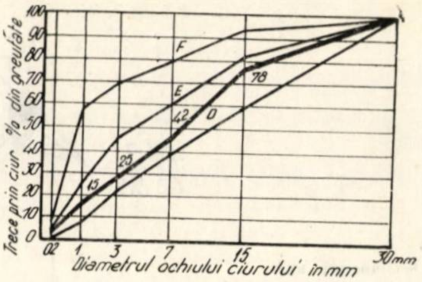


Fig. 14. Beton aparent ușor (granulit) B. 150

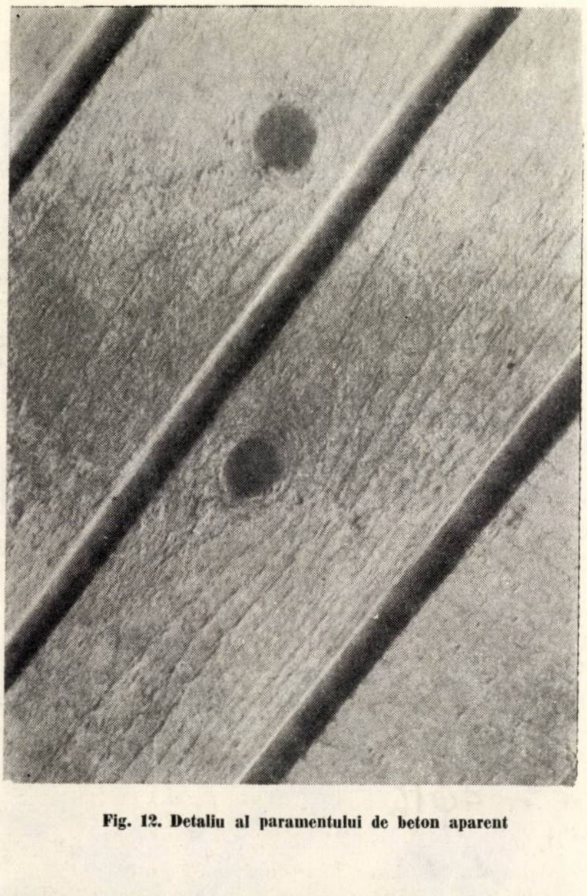


Fig. 12. Detaliu al paramentului de beton aparent

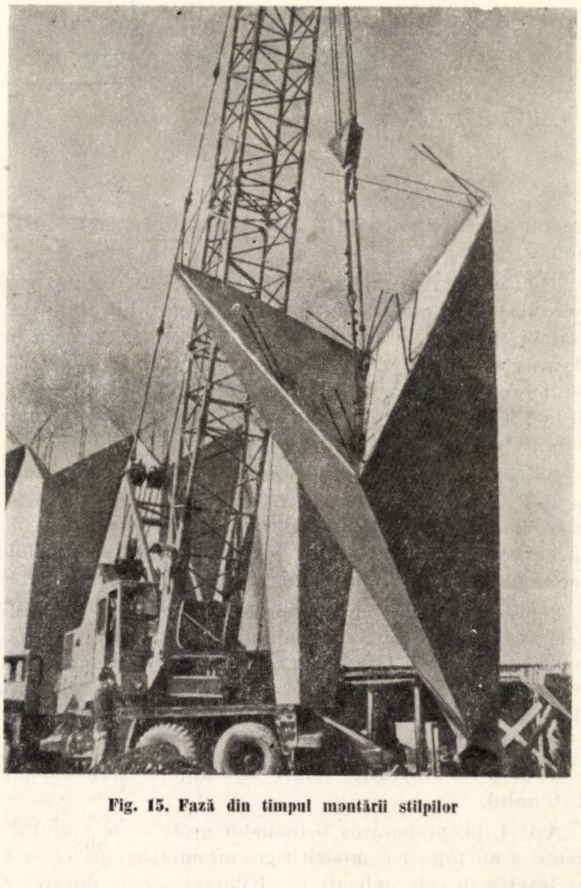


Fig. 15. Fază din timpul montării stîlpilor

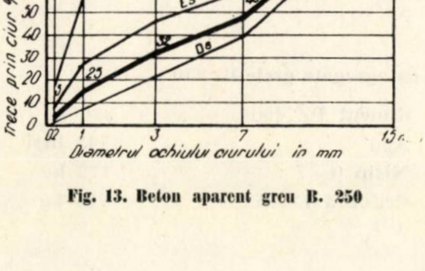


Fig. 13. Beton aparent greu B. 250

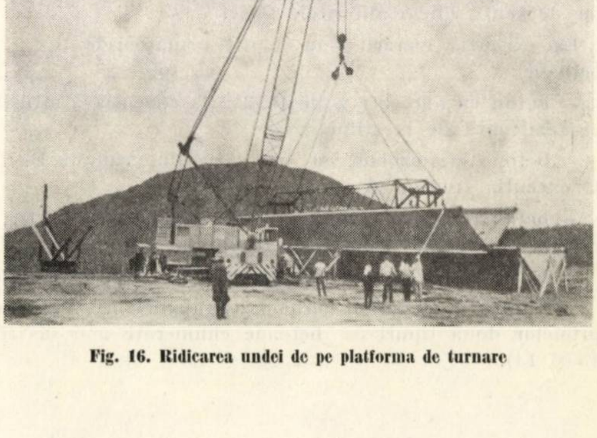


Fig. 16. Ridicarea undei de pe platforma de turnare

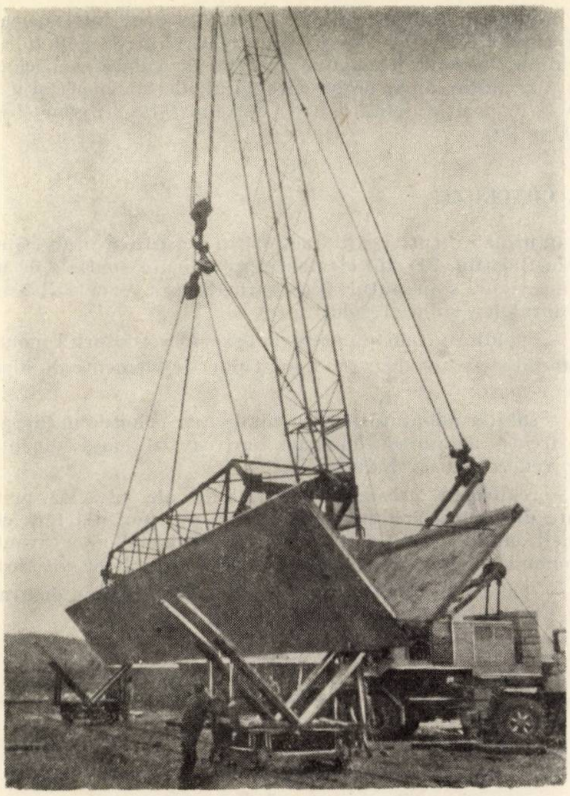


Fig. 17. Așezarea undei pe dispozitivul de transport

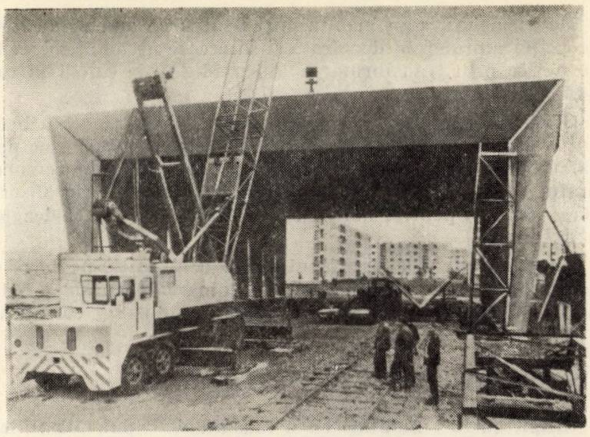


Fig. 19. Montarea undei

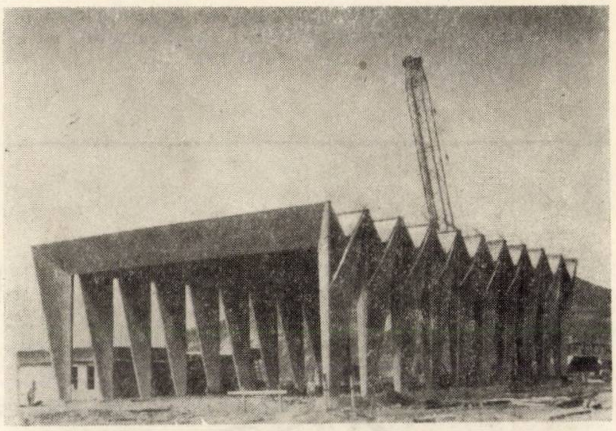


Fig. 20. Sala după terminarea montajului

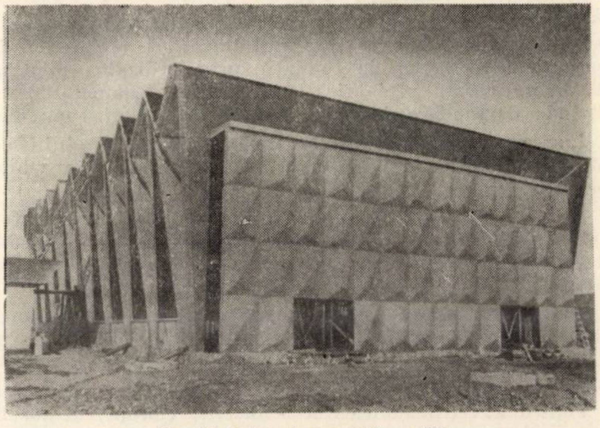


Fig. 21. Vedere de ansamblu a sălii

2. Beton termoizolant cu agregate din granulit B. 150

Ciment PZ 400	320 kg
Apă	200 litri
Granulit 0—7	450 kg
Granulit 7—30	550 kg

Pentru păstrarea cît mai strictă a tentei paramentelor de beton aparent ale pieselor prefabricate s-a acordat o atenție deosebită menținerii riguroase a constanței factorului a/c.

Betoanele au fost preparate într-o stație semiautomată prevăzută cu dozatoare gravimetrice, în betoniere de 500 litri cu amestec forțat și ax vertical, pentru a îngloba în cît mai mică măsură aer în structura lor.

De asemenea, pentru ca bulele de aer să nu creeze goluri inestetice pe paramentele de beton, s-a avut în vedere ca punerea în operă să se facă fără șocuri, în straturi de maximum 10 cm, iar vibrarea să se facă cu vibratoare de înaltă frecvență.

Durata de compactare adoptată a fost de aproximativ 25 min pe m^3 de beton și s-a efectuat cu vibratoare de cofraj tip 11—R. P. U. cu 7 000 vibrații/min, vibratoare placă tip G 5—R. P. U. cu 2 850 vibrații/min și pervibratoare de tip I—116—U. R. S. S. cu 10 000 vibrații/min, acționate simultan.

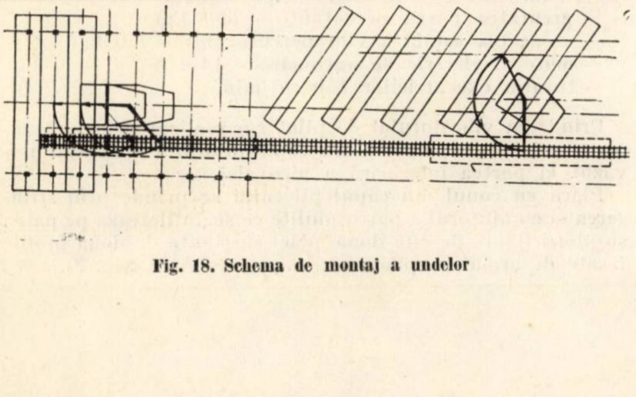


Fig. 18. Schema de montaj a undelor

S-a insistat ca la vibrarea cu pervibratorul acesta să se introducă rapid și să se extragă lent pentru ca bulele de aer captive să se ridice prin straturile de beton superioare.

După decofrare, suprafețele de beton au fost protejate cu folii de polietilenă împotriva unei uscări prea rapide.

De asemenea, s-au luat măsuri pentru ca apa să nu staţioneze pe suprafeţele decofrate şi să creeze astfel eflorescenţe inestetice prin transformarea hidroxidului de calciu în carbonat insolubil.

O atenţie deosebită s-a acordat tratării ulterioare a betonului aparent pentru evitarea murdăririi suprafeţelor prin pătrunderea în porii betonului a apei de ploaie împreună cu praful depus, pentru evitarea formării de pete prin absorbţia de apă şi pentru mărirea rezistenţei la îngheţ-dezgheţ a betonului.

Această tratare a fost făcută cu o compoziţie pe bază de aracet E 50, care a păstrat perfect culoarea naturală a betonului şi amprenta texturii fibrelor scîndurilor cofrajului.

IV. MONTAREA PREFABRICATELOR

Stîlpii au fost montaţi cu o macara de tipul Coles Gargantua de 69 tf, într-un ritm de aproximativ 100 t pe un schimb (fig. 15).

Montarea s-a efectuat dintr-o singură poziţie a macaralei.

Undele au fost încărcate pe un dispozitiv special de transport de pe amplasamentul de turnare, cu ajutorul aceleiaşi macarale care a efectuat montajul, şi deplasate apoi pe o linie de cale ferată normală pînă la locul de montaj, cu ajutorul unui troliu de 10 t (fig. 16 şi 17).

Montarea undelor s-a făcut cu ajutorul unei macarale de tipul ,,Gotwald'' de 80 tf într-un ritm de 160 t pe un schimb, folosind o singură poziţie de calare a macaralei, care a ridicat unda de pe căruciorul de transport şi a aşezat-o în poziţie definitivă pe extremităţile stîlpilor (fig.18, 19 şi 20).

V. CONCLUZII

În urma execuţiei sălii de sport în oraşul Gheorghe Gheorghiu-Dej (fig. 21) din elemente prefabicate spaţiale de mari dimensiuni, s-au putut trage următoarele concluzii asupra avantajelor soluţiei folosite :

— rapiditate foarte mare de execuţie, datorită montării întregii structuri doar din două tipuri de elemente de dimensiuni mari ;

— soluţia adoptată pentru îmbinarea celor două suprafeţe în dreptul nodului s-a dovedit foarte avantajoasă din punct de vedere static şi dinamic ;

— realizarea paramentelor vizibile ale pieselor preturnate din beton aparent s-a dovedit a fi posibilă fără cheltuieli suplimentare şi în condiţiile obţinerii unor avantaje economice importante prin reducerea finisajelor ulterioare ;

— realizarea de paramente vizibile din betoane de granulit s-a dovedit a fi posibilă fără dificultăţi.

Folosirea piloţilor scurţi prefabricaţi la executarea unui bloc de locuinţe[*]

Conf. dr. ing. M. Păunescu, ing. G. Velcu, ing. V. Haida

Industrializarea generală a lucrărilor de construcţii cere în mod imperios scurtarea ciclului zero al construcţiei şi posibilitatea executării lucrărilor de fundaţii cu mijloace moderne şi eficiente.

Lucrarea de faţă îşi propune să prezinte cîteva date asupra posibilităţii de reducere a preţului de cost şi a timpului de execuţie a lucrărilor de fundaţii, prin utilizarea piloţilor de beton armat prefabricaţi pe şantier, comparativ cu metoda de fundare directă, obişnuită în practica curentă.

Lucrarea se referă la un bloc de locuinţe din Aradul Nou, înfigerea piloţilor din beton armat făcîndu-se prin vibropercuţie.

Este ştiut din [1] şi [3] că înfigerea piloţilor de beton armat prin vibrare în terenurile argiloase, relativ consolidate, întîmpină adesea multe greutăţi, datorită rezistenţei frontale mari, rezistenţă ce se învinge greu.

Metoda de înfigere prin vibropercuţii, bazată pe acţiunea simultană a vibraţiilor şi a percuţiilor dirijate în sensul de introducere a piloţilor, are drept efect mărirea forţei de înfigere a piloţilor, chiar şi în cazul pămînturilor coezive [2].

Pentru a verifica eficacitatea folosirii vibropercuţiilor în terenurile argiloase, în cadrul Facultăţii de construcţii din Timişoara s-a adaptat un utilaj vibrator existent, VE 1, îmbunătăţit [3] ca vibropercutor (fig. 1).

În acest scop s-a menţinut intactă partea de vibrare, executîndu-se partea de percuţie cu ciocanul prins la partea inferioară a vibratorului şi cele patru tije de ghidaj prinse în lagăre sudate de carcasa vibratorului (fig. 2).

Nicovala este fixată pe o placă în care sînt prevăzute patru lagăre pentru ghidarea tijelor. Între vibrator şi placă, precum şi între placă şi partea inferioară a tijelor cu piuliţe înfiletate sînt prevăzute cîte patru arcuri cu rigiditate stabilită, astfel ca să permită un joc uşor al vibratorului, respectiv un ajutor la readucerea în poziţia iniţială.

La partea inferioară a nicovalei se află lăcaşul pentru conul ce se fixează pe placa din capul pilotului.

Motorul electric de antrenare s-a fixat pe o placă suspendată pe partea superioară a vibratorului, prin intermediul a patru arcuri, cu scopul de a evita transmiterea vibraţiilor la motor. La încercările efectuate s-a constatat că motorul nu suferă vibraţii periculoase, deci rigiditatea arcurilor a fost corespunzător calculată.

Pentru a îmbunătăţi randamentul vibropercutorului s-au luat unele măsuri de schimbare a caracteristicilor de bază ale vibratorului VE 1 îmbunătăţit :

— s-a mărit momentul excentricilor de la 400 kgf/cm al vibratorului VE 1 îmbunătăţit la 500 kgf/cm ;

— s-a mărit greutatea părţii percutante cu 100 kgf, ajungînd la 500 kgf.

În noile condiţii, vibropercutorul avea următorii parametri de funcţionare :

— momentul excentricilor — 500 kgf/cm
— greutatea părţii percutante — 500 kgf
— greutatea totală a vibropercutorului — 750 kgf
— motorul electric de antrenare — 14 kW
— turaţia excentricilor 850 rot/min.

Prinderea vibratorului de pilot s-a realizat prin împănarea conului fixat pe placa din capul pilotului în lăcaşul prevăzut la partea inferioară a nicovalei.

Placa cu conul din capul pilotului se prinde prin strîngerea ei cu ajutorul a patru piuliţe ce se înfiletează pe patru şuruburi fixate de cîte două plăci susţinute de două profile fixate de armătura pilotului şi apoi betonate (fig. 3).

---

[*] Proiectul de execuţie a fundaţiilor a fost adaptat de atelierul de proiectare T. R. C. Banat, cu concursul autorilor, angajaţi ai Institutului politehnic Timişoara.

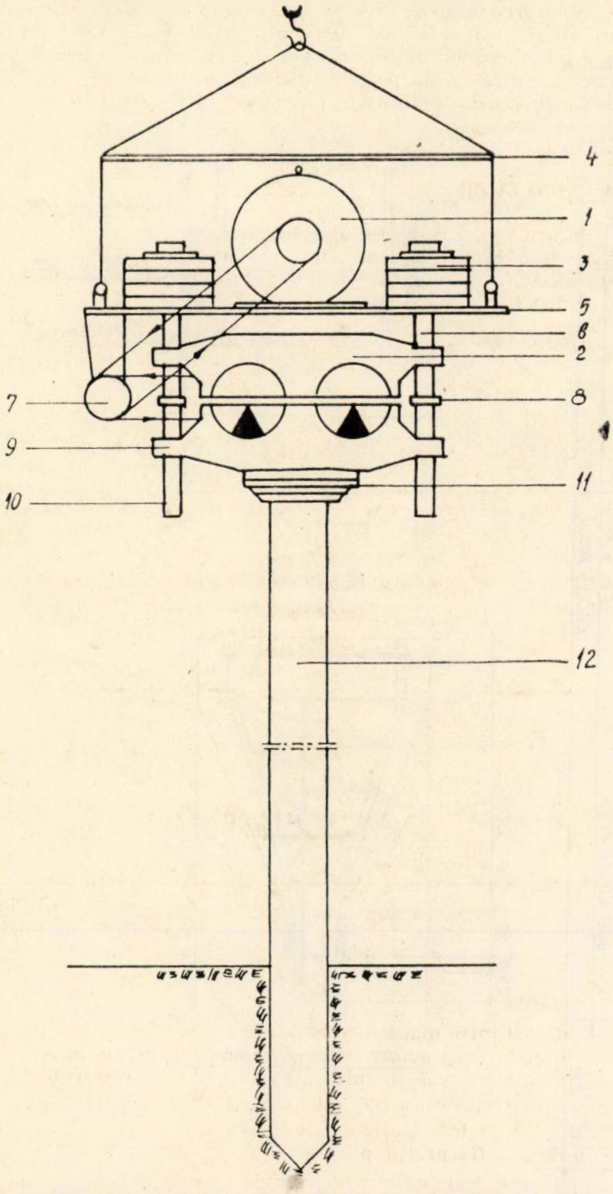


Fig. 1. Schema de principiu a vibratorului VE 1 îmbunătăţit: 1 – motor; 2 – vibrator; 3 – greutăţi suplimentare; 4 – cadru; 5 – placă de susţinere; 6 – tijă de ghidare 7 – ax intermediar; 8 – piuliţă; 9 – inel de ghidare; 10 – tijă de ghidare; 11 – dispozitiv de prindere pentru element; 12 – pilotul.

Pentru ridicarea pilotului simultan cu vibratorul şi realizarea prinderii pilotului de vibropercutor s-a folosit dispozitivul conceput în cadrul Facultăţii de construcţii din Timişoara [3], prezentat în figura 4.

Tehnologia de batere a piloţilor de beton armat cu vibropercutorul cuprinde următoarele operaţii (fig. 5):

— pilotul de beton armat se depozitează în apropierea locului de batere;

— vibropercutorul ghidat pe o luminare verticală prinsă articulat de săgeata unui excavator se aduce prin deplasarea excavatorului, la locul de batere;

— după fixarea plăcii cu con din capul pilotului, se prind cîrligele articulate pe vibropercutor de axele sudate pe placă;

— prin ridicarea vibropercutorului se ridică simultan şi pilotul pînă în poziţia verticală. În acest moment se blochează articulaţia superioară a cîrligelor (fig. 6);

— se verifică verticalitatea luminării şi coincidenţa verticalităţii pilotului cu a punctului de înfigere;

— se slăbeşte apoi cablul, cîrligele fiind astfel concepute încît ghidează conul în lăcaşul de sub nicovală.

După aceasta se porneşte motorul de antrenare pentru înfigerea propriu-zisă.

După terminarea înfigerii unui pilot se desface placa din capul său, operaţia reluîndu-se în mod ciclic.

Încercările experimentale cu vibropercutorul construit au fost făcute pe următoarea stratificaţie:

— 0,00 ÷ 1,60 — teren de umplutură argiloasă veche consolidată cu resturi de cărămidă
1,60 ÷ 2,20 — argilă nisipoasă, galben-cenuşie
2,20 ÷ 4,80 — nisip mic şi mijlociu
4,80 ÷ 5,20 — argilă prăfoasă foarte compactă
5,20 ÷ 8,00 — nisip mic şi mijlociu saturat.

Deoarece timpii de înfigere erau mult influenţaţi de străpungerea crustei de la suprafaţă, puternic compactată şi uscată (vibratopercutorul avînd parametrii reduşi), s-au executat în prealabil gropi cu adîncimea de 1,0 m.

S-a executat înfigerea a şase piloţi de beton armat cu lungimea de 6, 5 şi 4 m, avînd secţiunea de 25 × 25 cm. Piloţii au fost confecţionaţi pentru fiecare lungime în două tipuri: cu gol interior şi cu vîrf (fig. 7).

Rezultatele acestor înfigeri sînt prezentate în tabela 1.

Din aceste încercări rezultă timpi de înfigere relativ mari, explicabili de altfel prin parametrii destul de reduşi ai vibro-

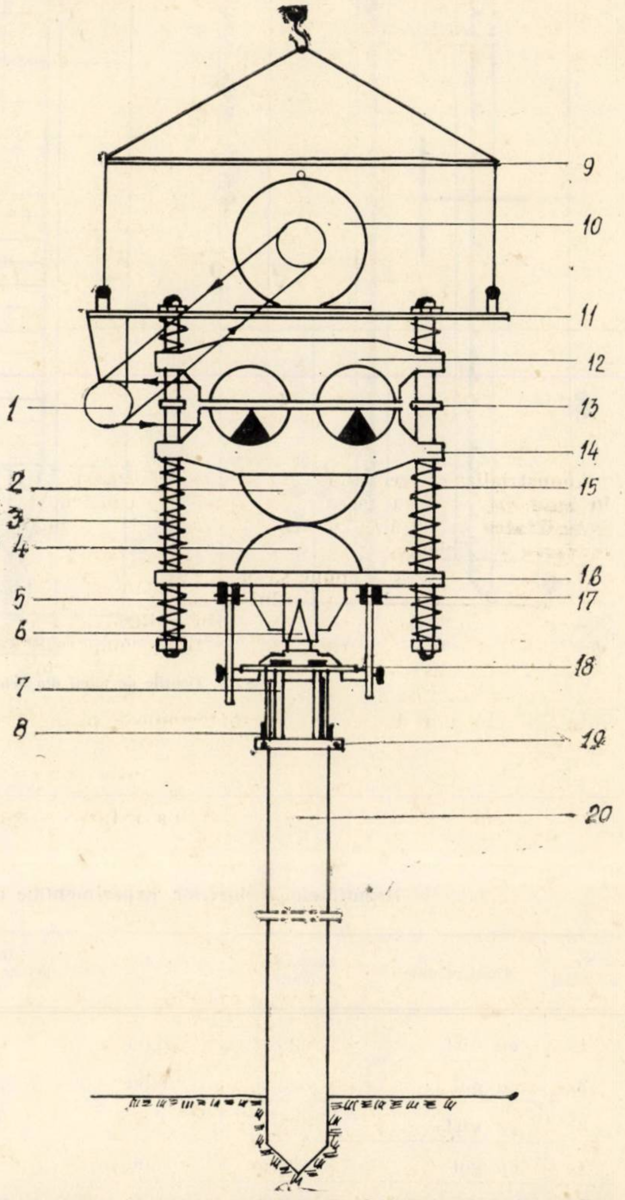


Fig. 2. Schema de principiu a vibropercutorului folosit; 1 – ax intermediar; 2 – ciocan; 3 – tijă de ghidare; 4 – nicovală; 5 – pahar; 6 – bolţ conic; 7 – bulon; 8 – plăcuţă; 9 – cadru; 10 – motor; 11 – plăcuţă de susţinere; 12 – vibrator; 13 – piuliţă; 14 – inel de ghidare; 15 – arc; 16 – placă de bază; 17 – fixator cu ax; 18 – placa conului; 19 – bulon; 20 – pilot

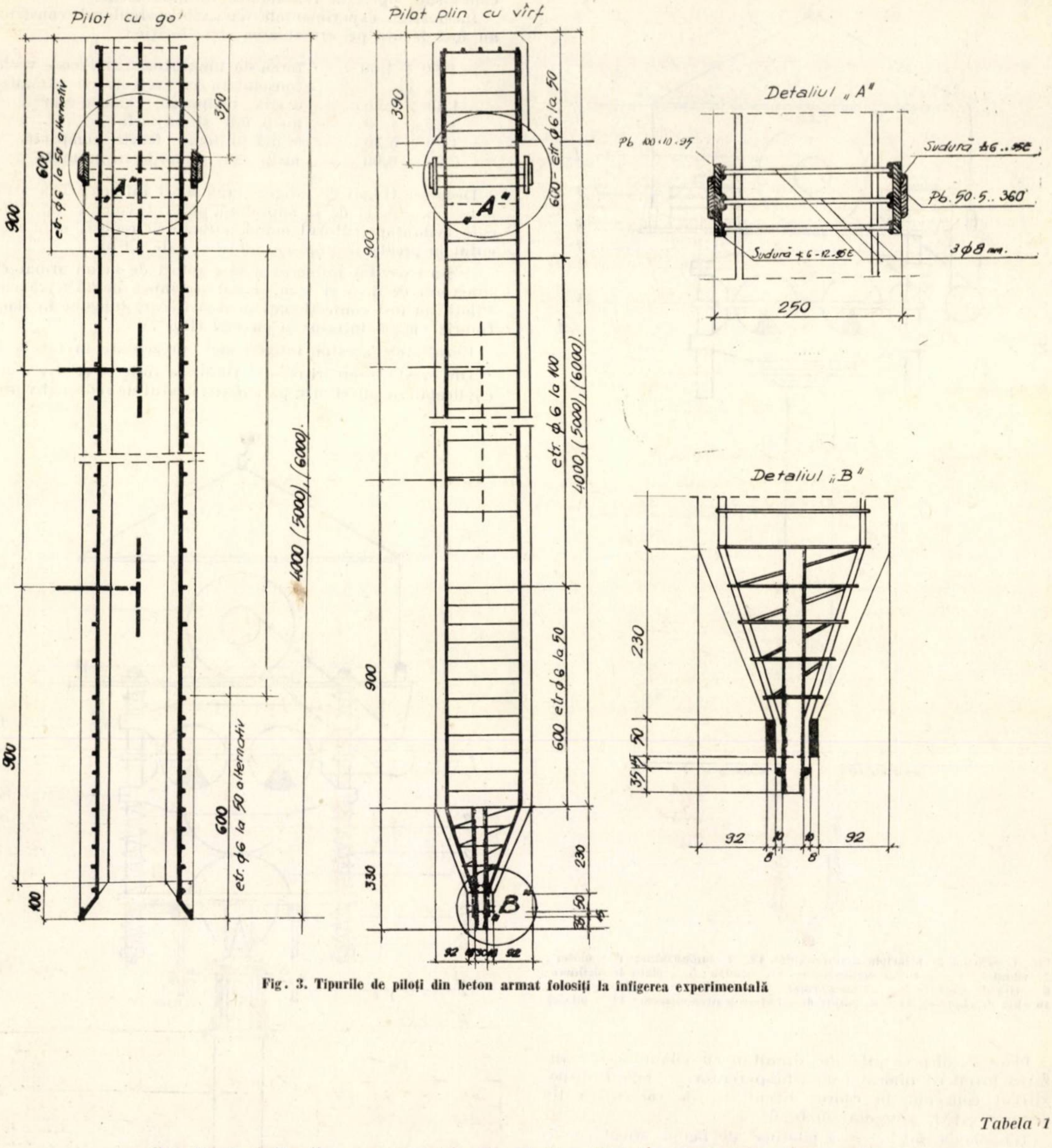

Pilot cu gol
Pilot plin cu vîrf
Detaliul „A"
Detaliul „B"
„A"
„B"
Pb 100·10·95
Sudură ⊾6..95E
Pb. 50·5..360
Sudură ⊾6-12.95E
3 ϕ 8 mm.
250
etr. ϕ6 la 50 alternativ
etr. ϕ6 la 50
etr. ϕ6 la 100
4000 (5000), (6000)
600
900
390
330
230
100
92
10
8

Fig. 3. Tipurile de piloţi din beton armat folosiţi la înfigerea experimentală

Tabela 1

Rezultatele înfigerilor experimentale ale piloţilor din beton armat prin vibropercuţie

Nr. pilotului	Tipul pilotului	Secţiunea (cm^2)	Lungimea (m)	Adîncimea de batere efectivă (m)	Durata efectivă (min)	Începutul înfigerii
1	cu vîrf	625	6,00	5,40	32	De la suprafaţa terenului
2	cu gol	625	6,00	5,40	27	De la suprafaţa terenului
3	cu vîrf	625	5,00	3,50	18	De la −1,00
4	cu gol	625	5,00	3,50	15′05″	De la −1,00
5	cu vîrf	625	4,00	2,80	8′10″	De la −1,00
6	cu gol	625	4,00	2,80	6′20″	De la −1,00

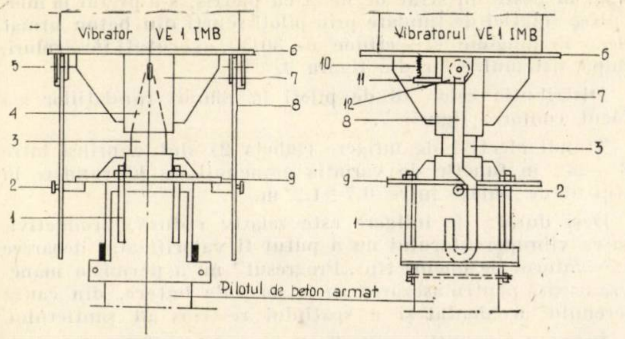


Fig. 4. Dispozitivul de prindere și ridicare a pilotului simultan cu vibropercutorul

1 – buloane; 2 – piuliță de culisare; 3 – bolțul conului; 4 – conul; 5 – dispozitiv de fixare; 6 – placă de bază; 7 – pahar; 8 – cîrlig; 9 – placa conului; 10 – resort; 11 – pîrghie; 12 – dispozitiv blocare.

percutorului. Funcţionarea vibratorului a fost bună, percuţiile neproducînd avarii ale pilotului, lucru demonstrat de reducerea solicitării pilotului faţă de cei introduşi prin batere [4].

Din analiza timpilor de înfigere rezultă că cei mai reduşi timpi s-au obţinut la înfigerea piloţilor cu gol; de asemenea timpii s-au redus odată cu micşorarea lungimii piloţilor, lucru explicabil dacă se are în vedere faptul că în acest fel s-a micşorat şi masa pilotului.

Rezultatele relativ bune obţinute de acest vibropercutor, executat în colaborare cu TRC Banat, au determinat schimbarea soluţiei de fundare a unui bloc de locuinţe din Arad, str. Filimon Sîrbu, care prevedea fundaţii directe, izolate pînă la –5,00 m adîncime.

Stratificaţia terenului cuprinzînd o zonă de umplutură argiloasă în pantă, cu grosimea variabilă între 3,50 m şi

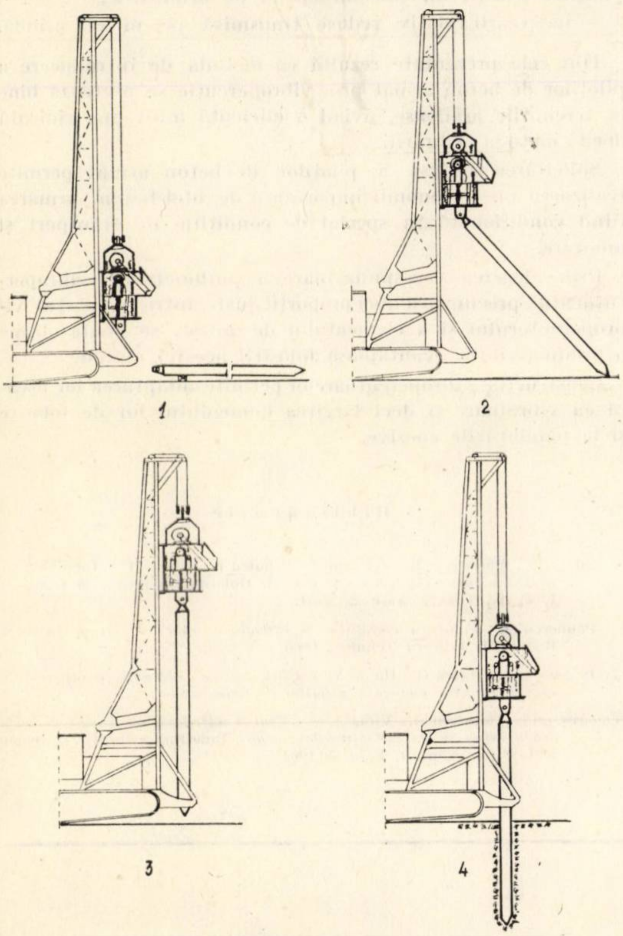


Fig. 5. Fazele tehnologice de lucru.

1 – prinderea pilotului; 2 – ridicarea pilotului; 3 – fixarea pilotului; 4 – înfigerea pilotului.

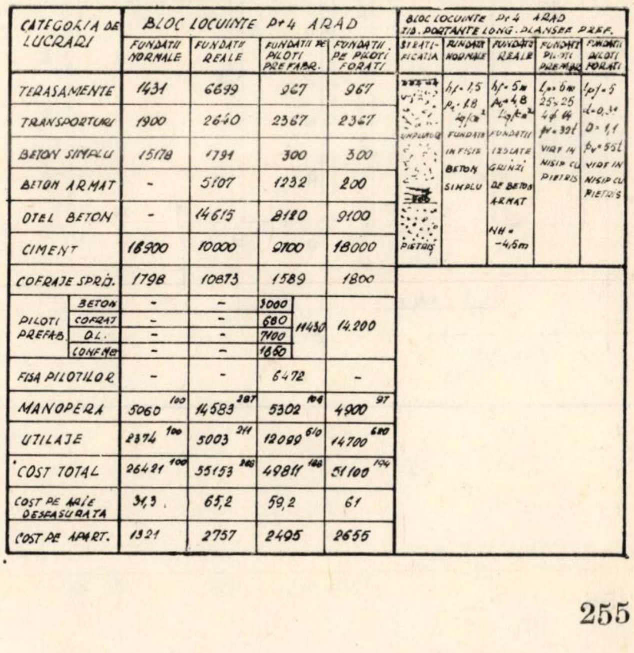
Tabela 2

Timpul de înfigere a piloţilor pe şantierul blocului din str. Filimon Sîrbu nr. 4, Arad

Numărul piloţilor	Adîncimea totală de înfigere (m)	Durata de înfigere pentru fiecare m (min)					Timpii totali de înfigere (min)
2	5,00	—	—	7	5	11	23
3	5,00	1	1	3	8	10	23
4	5,00	1	2	3	7	8	21
7	5,00	1	1	1	10	11	24
9	5,00	—	—	4	8	12	24
10	5,00	1	1	2	6	12	22
11	5,00	1	1	4	6	9	21
12	5,00	1	1	1	3	7	13
13	5,00	0,5	0,5	1	3	6	12
14	5,00	0,5	0,5	1	1	10	13
15	5,00	0,5	0,5	0,5	1	7,5	10
16	5,00	—	—	1	1	7	9
17	5,00	1	0,5	0,5	7	7	10
18	5,00	1	1	1	1	6	10
19	4,30	0,5	0,5	2	4	8	15
20	4,20	0,5	0,5	1	5	7	14
21	5,00	1	0,5	0,5	2	8	12
22	5,00	1	1	1	2	8	13
23	5,00	—	—	1	4	11	16
24	5,00	0,5	0,5	1	4	15	21
25	5,00	0,5	0,5	1	7	16	25
26	5,00	0,5	0,5	1	3	11	16
27	5,00	0,5	0,5	1	1	7	10
28	5,00	0,5	0,5	1	2	9	13
30	5,00	1	0,5	0,5	1	8	11
31	5,00	1	1	1	1	11	15
32	5,00	2,5	0,5	1	2	9	15
33	5,00	0,5	1	1,2	2	7	12
34	5,00	0,5	0,5	1	1	5	8
35	5,00	0,5	0,5	1	2	8	12
36	5,00	0,5	1	1,5	3	14	20
40	5,00	0,5	0,5	1	2	7	11
41	5,00	0,5	0,5	2	3	10	16
42	5,00	—	0,5	1,5	3	9	14
43	5,00	0,5	0,5	2	3	14	20
44	5,00	0,5	0,5	1	2	12	16
45	5,00	0,5	0,5	2	4	8	15
47	5,00	1	2	2	4	13	22

Tabela 3

Costul fundaţiilor în patru soluţii de fundare



CATEGORIA DE LUCRARI	BLOC LOCUINTE P+4 ARAD				
	FUNDATII NORMALE	FUNDATII REALE	FUNDATII PE PILOTI PREFABR.		FUNDATII PE PILOTI FORATI
TERASAMENTE	1431	6699	967		967
TRANSPORTURI	1900	2640	2367		2367
BETON SIMPLU	15178	1791	300		300
BETON ARMAT	-	5107	1232		200
OTEL BETON	-	14615	8120		9100
CIMENT	16900	10000	9100		18000
COFRAJE SPRIJ.	1798	10873	1589		1800
PILOTI PREFAB. BETON	-	-	3000	11430	14.200
PILOTI PREFAB. COFRAJ	-	-	680		
PILOTI PREFAB. O.L.	-	-	7100		
PILOTI PREFAB. CONF. MET.	-	-	1650		
FISA PILOTILOR	-	-	6472		-
MANOPERA	5060 ^{100}	14583 ^{287}	5302 ^{104}		4900 ^{97}
UTILAJE	2374 ^{100}	5003 ^{211}	12099 ^{610}		14700 ^{620}
COST TOTAL	26421 ^{100}	55153 ^{208}	49811 ^{188}		51100 ^{194}
COST PE ARIE DESFASURATA	34,3	65,2	59,2		61
COST PE APART.	1321	2757	2495		2655

BLOC LOCUINTE P+4 ARAD ZID. PORTANTE LONG. PLANSEE PREF.				
STRATIFICATIA	FUNDATII NORMALE	FUNDATII REALE	FUNDATII PILOTI PREFAB.	FUNDATII PILOTI FORATI
UMPLUTURA -1,60 PIETRIS	hf = 1,5 pt = 1,8 kg/cm² FUNDATII IN FISIE BETON SIMPLU	hf = 5 m At = 4,8 kg/cm² FUNDATII IZOLATE GRINZI DE BETON ARMAT NH = –4,5 m	lp = 6 m 25×25 4 ϕ 14 pv = 39 t VIRF IN NISIP CU PIETRIS	lpf = 5 d = 0,30 D = 1,1 pv = 55 t VIRF IN NISIP CU PIETRIS

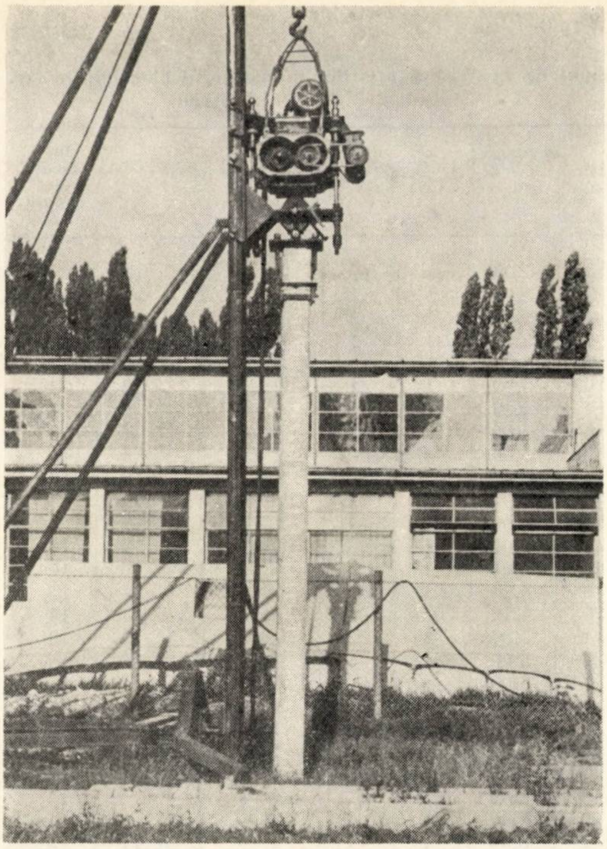
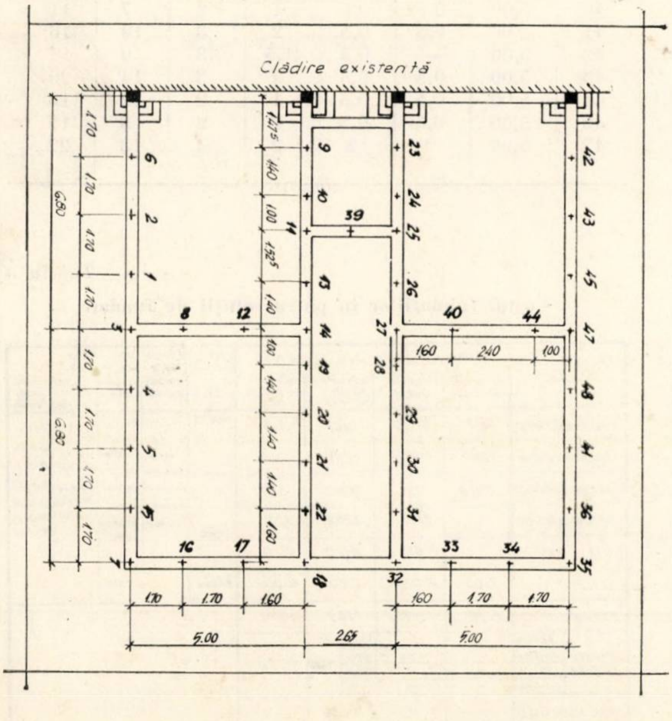


Fig. 6. Imagine din timpul înfigerii piloţilor din beton armat cu vibropercutorul

Fig. 7. Planul de amplasare a piloţilor pentru blocul de locuinţe din str. Filimon Sîrbu din Arad



4,80 m peste un strat de nisip cu pietriş, s-a pretat la înlocuirea soluţiei de fundare prin piloţi scurţi din beton armat de 5 m lungime şi secţiune de 30/30, executaţi fără goluri, după sistemul celor din figura 3.

Distribuţia celor 48 de piloţi în planul fundaţiilor s-a făcut conform figurii 7.

Timpii efectivi de înfigere (tabela 2) sînt cuprinşi între 8′—25′, în funcţie de variaţia adîncimii de pătrundere în stratul de balast între 0,7÷1,2 m.

Deşi durata de înfigere este relativ redusă, productivitatea vibropercutorului nu a putut fi valorificată, deoarece excavatorul pe pneuri tip ,,Progresul'' nu a permis o manevră uşoară pentru aşezarea sa la locul de batere, din cauza terenului accidentat şi a spaţiului restrîns al şantierului. În aceste condiţii s-a realizat o productivitate de maximum opt piloţi pe schimb.

Solicitarea piloţilor a fost redusă, neprezentînd fisuri, deşi armarea lor s-a făcut cu 4 Ø 12 mm şi etrieri la ÷15 cm.

S-a observat că la doi piloţi, la care placa din capul pilotului nu a fost bine strînsă, capul pilotului a suferit degradări care au împiedicat apoi o uşoară introducere în teren.

Rezultatele unui calcul comparativ cu patru soluţii de fundare sînt date în tabela 3.

Faţă de adîncimea de fundare de 5 m, cu o presiune efectivă de 4,2 kg/cm^2, economicitatea fundaţiei pe piloţi prefabricaţi este de 14—20%. Fundaţia pe piloţi foraţi rezultă în acest caz cu 5—6% mai scumpă decît cea pe piloţi prefabricaţi. Această depăşire se datoreşte următoarelor cauze:

— imposibilităţii utilizării piloţilor foraţi la capacitatea maximă de încărcare, dictată de punctele obligatorii de amplasare a lor;

— deschiderea limitată a grinzilor de rigidizare de pe capul piloţilor pentru un consum optim de armătură;

— încărcării relativ reduse transmisă pe m de grindă.

Din cele prezentate rezultă că metoda de introducere a piloţilor de beton armat prin vibropercuţie se pretează bine în terenurile argiloase, avînd o eficienţă mult mai ridicată decît metoda vibrării.

Solicitarea redusă a piloţilor de beton armat permite realizarea unei economii importante de oţel-beton, armarea fiind condiţionată în special de condiţiile de transport şi montare.

Prin alegerea corespunzătoare a parametrilor vibropercutorului, precum şi a unei proporţii juste între greutatea vibropercutorului şi a elementului de înfipt, se poate obţine o productivitate avantajoasă folosirii acestei metode.

Construcţia vibropercutoarelor permite adaptarea lor uşoară ca vibratoare şi deci lărgirea domeniului lor de folosire şi la pămînturile coezive.

Bibliografie

[1] Silaş Gh., Păunescu M., Groşanu I., Brîndeu L., Gligor T.: *Vibropercutor pentru înfigerea elementelor în pămînt.* Buletinul ştiinţific şi tehnic al I. P. T., Tom 9, Fasc. 2, 1964.

[2] Păunescu M: *Folosirea vibraţiilor la executarea unor lucrări de fundaţii.* Bucureşti, Editura Tehnică, 1966.

[3] Păunescu M., Velcu G., Haida V. — *Unele rezultate obţinute la înfigerea şi smulgerea prin vibrare a piloţilor de beton armat.*

[4] Groşanu I., Păunescu M., Virag I. — *Calculul solicitării unui pilot de beton armat înfipt în pămînt prin vibropercuţii.* Buletinul ştiinţific şi tehnic al I. P. T., Tom. 9, Fasc. 2, 1964.

Proiectarea grinzilor continue, cadrelor și plăcilor de beton armat în domeniul plastic*II.

Grinzi continue

Dr. ing. V. Petcu

INCERC

În cele ce urmează se prezintă recomandările referitoare la proiectarea în domeniul plastic a grinzilor continue, ale căror sarcini temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă formează, fie o singură schemă, fie mai multe scheme de încărcare.

1. GRINZI CU O SINGURĂ SCHEMĂ DE ÎNCĂRCARE

Momentele de calcul ale grinzilor continue ale căror sarcini temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă formează o singură schemă de încărcare sînt, de regulă, egale cu momentele elastice produse de sarcinile permanente și temporare, luate cu valorile lor de calcul.

Se admite redistribuirea plastică a momentelor de pe reazemele unor astfel de grinzi, atunci cînd această operație conduce la avantaje de natură constructivă sau pune în valoare întreaga armătură din cîmpuri în cazurile în care condiții constructive sau de altă natură conduc la secțiuni ale acestei armături mai mari decît cele reieșite din calcul. Condițiile de mai sus sînt justificate de faptul că redistribuirea plastică a momentelor de pe reazeme conduce întotdeauna la un consum total de armătură longitudinală de rezistență mai mare decît cel corespunzător calculului static în domeniul elastic.

Pentru cazurile în care este indicată efectuarea unei astfel de redistribuții, momentul de calcul de pe un reazem este dat de relația (1), iar aria armăturii se poate stabili cu relația (2).

Coeficientul m din aceste relații se ia cel mult egal cu cel mai mic dintre coeficienții m_n și m_u.

Coeficientul m_n se calculează cu relația

$$m_n = \frac{M_g + M_p}{M_g + M_p^n}, \tag{3}$$

în care :

M_g este momentul elastic (în valoare absolută) din secțiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile permanente și temporare de lungă durată cu acțiune continuă, luate cu valorile lor de calcul ;

M_p — momentul elastic (în valoare absolută) din secțiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor de calcul ;

M_p^n — momentul elastic (în valoare absolută) din secțiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor normate.

Dacă în fiecare deschidere sarcinile permanente și temporare au scheme identice, relația (3) poate fi utilizată sub forma

$$m_n = \frac{G' + P'}{G' + P'_n} \tag{4}$$

în care :

G' este suma sarcinilor permanente și temporare de lungă durată cu acțiune continuă, luate cu valorile lor de calcul, care acționează în deschiderile adiacente reazemului considerat ;

P' — suma sarcinilor temporare de scurtă durată și a sarcinilor temporare de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor de calcul, care acționează în deschiderile adiacente reazemului considerat ;

P'^{n} — suma sarcinilor temporare de scurtă durată și a sarcinilor temporare de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor normate, care acționează în deschiderile adiacente reazemului considerat.

Valorile coeficientului m_u se iau din tabela 2. Ele au rezultat din condiția privind preluarea sarcinilor de calcul de către deschiderea în care este situată secțiunea critică, înainte de epuizarea capacității de rotire a articulației plastice din această secțiune. Aceste valori au fost stabilite pentru schema de încărcare cea mai defavorabilă întîlnită în practică [19].

În tabela 2, procentul de armare $\mu_e\%$ este dat de relația

$$\mu_e\% = \frac{100\, A_{ae}}{b \cdot h_0}, \tag{5}$$

notațiile folosite fiind definite anterior.

La grinzile la care se efectuează redistribuirea plastică a momentelor de pe reazeme, momentul de calcul din cîmpul unei deschideri se determină din condiția ca deschiderea respectivă să fie în echilibru sub acțiunea sarcinilor permanente și temporare de calcul, pe fiecare reazem acționînd momentul respectiv de calcul, determinat conform indicațiilor date mai sus.

La aceste grinzi, forțele tăietoare de calcul de la marginile reazemelor intermediare și din dreptul capetelor încastrate sînt date de calculul static în domeniul elastic. Forțele tăietoare din dreptul capetelor simplu rezemate se obțin din forțele tăietoare date de calculul static în domeniul elastic, prin mărirea acestora cu 10%. Această mărire se datorește faptului că prin formarea unei articulații plastice pe primul reazem intermediar are loc creșterea forței tăietoare din dreptul reazemului marginal, care, în mod obișnuit, poate depăși cu maximum 10% valoarea forței tăietoare date de calculul elastic.

Tabela 2

Valorile coeficientului m_u

Marca betonului	$\mu_e\%$							
	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
B 150	1,41	1,31	1,24	1,18	1,15	1,11	—	—
B 200	1,46	1,39	1,31	1,25	1,21	1,17	1,14	1,11

Toate recomandările de proiectare de mai sus se aplică și grinzilor static nedeterminate de beton armat cu o singură deschidere.

Exemplu de calcul

Grinda continuă cu 5 deschideri egale, simplu rezemată la extremități (fig. 1, a). Grinda are secțiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp și este solicitată de o

---

* Continuare din nr. 4/1968.

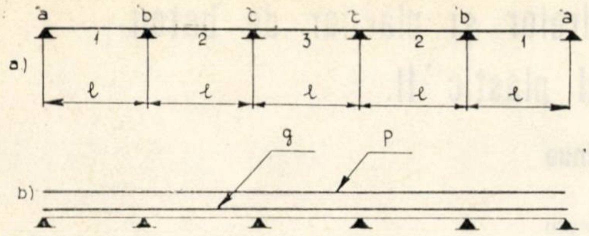


Fig. 1. Grinda continuă cu 5 deschideri egale, cu o singură schemă de încărcare

sarcină permanentă și de o sarcină temporară de lungă durată cu acţiune intermitentă. Ambele sarcini sînt uniform distribuite pe toată lungimea grinzii, formînd o singură schemă de încărcare.

Se dau :

- sarcina permanentă de calcul, $g = 1{,}4$ tf/m ;
- sarcina temporară normată, $p^n = 1{,}0$ tf/m ;
- coeficientul de supraîncărcare al sarcinii temporare $n = 1{,}4$;
- lăţimea activă a plăcii secţiunii grinzii, $b_p = 120$ cm ;
- grosimea aripilor secţiunii grinzii, $h_p = 7$ cm ;
- deschiderea de calcul a grinzii, $l = 5{,}70$ m ;
- marca betonului B 200, $R_i = 100$ kgf/cm ^{2} ;
- marca oţelului OL 38, $R_a = 2\,100$ kgf/cm ^{2}.

Se cere determinarea ariei armăturii întinse din fiecare secţiune critică a grinzii, în ipoteza redistribuirii momentelor de pe reazeme.

În acest scop se fac următoarele notaţii :

$A_{ae1}, A_{ae2}, A_{ae3}$ — valorile ariei armăturii A_{ae} în secţ-unile critice din cîmpurile 1, 2 și 3 ;

A_{aeb}, A_{aec} — valorile ariei armăturii A_{ae} în secţiunile critice de pe reazemele b și c ;

A_{a1}, A_{a2}, A_{a3} — valorile ariei armăturii A_a în secţiunile critice din cîmpurile 1, 2 și 3 ;

A_{ab}, A_{ac} — valorile ariei armăturii A_a în secţiunile critice de pe reazemele b și c ;

M_{e1}, M_{e2}, M_{e3} — valorile momentului M_e în secţiunile critice din cîmpurile 1, 2 și 3 ;

M_{eb}, M_{ec} — valorile momentului M_e în secţiunile critice de pe reazemele b și c ;

M_1, M_2, M_3 — valorile momentului M în secţiunile critice din cîmpurile 1, 2 și 3 ;

M_b, M_c — valorile momentului M în secţiunile critice de pe reazemele b și c ;

m_b, m_c — valorile coeficientului de redistribuţie m corespunzătoare secţiunilor critice de pe reazemele b și c ;

m_{ub}, m_{uc} — valorile coeficientului de redistribuţie m_u corespunzătoare secţiunilor critice de pe reazemele b și c ;

μ_e — procentul de armare corespunzător armăturii A_{ae} ;

$\mu_{e1}, \mu_{e2}, \mu_{e3}$ — valorile procentului de armare μ_e corespunzătoare secţiunilor critice din cîmpurile 1, 2 și 3 ;

μ_{eb}, μ_{ec} — valorile procentului de armare μ_e corespunzătoare secţiunilor critice de pe reazemele b și c ;

μ — procentul de armare corespunzător armăturii A_a ;

μ_1, μ_2, μ_3 — valorile procentului de armare μ corespunzătoare secţiunilor critice din cîmpurile 1, 2 și 3 :

μ_b, μ_c — valorile procentului de armare μ corespunzătoare secţiunilor critice de pe reazemele b și c.

⁂

Sarcina temporară de calcul are valoarea

$$p = n \cdot p^n = 1{,}4 \text{ tf/m}.$$

Momentele elastice (în valoare absolută) produse în secţiunile critice ale grinzii de sarcina permanentă de calcul și de sarcina temporară de calcul, au valorile (fig. 1,b) :

$$M_{e1} = 0{,}078(g + p)\,l^2 = 7{,}10 \text{ tf.m}$$

$$M_{e2} = 0{,}033(g + p)\,l^2 = 3{,}00 \text{ tf.m}$$

$$M_{e3} = 0{,}046(g + p)\,l^2 = 4{,}18 \text{ tf.m}$$

$$M_{eb} = 0{,}105(g + p)\,l^2 = 9{,}55 \text{ tf.m}$$

$$M_{ec} = 0{,}079(g + p)\,l^2 = 7{,}18 \text{ tf.m}$$

Din predimensionarea grinzii rezultă pentru inima secţiunii dimensiunile $b \times h = 20 \times 45$ cm și $h_0 \approx 41$ cm.

Ariile armăturii din secţiunile critice ale grinzii, corespunzătoare momentelor înconvoietoare date de calculul static în domeniul elastic, au valorile :

$A_{ae1} = 8{,}42$ cm^2, $\mu_{e1} = 1{,}03\,\%$;

$A_{ae2} = 3{,}52$ cm^2 $\mu_{e2} = 0{,}43\,\%$;

$A_{ae3} = 4{,}92$ cm^2 ; $\mu_{e3} = 0{,}60\%$,

$A_{aeb} = 13{,}35$ cm^2, $\mu_{eb} = 1{,}63\,\%$;

$A_{aec} = 9{,}50$ cm^2, $\mu_{ec} = 1{,}16\,\%$.

Din relaţia (3) rezultă

$$m_n = \frac{g + p}{g + p^n} = 1{,}17.$$

Din tabela 2 se deduc următoarele valori ale coeficientului m_u, corespunzătoare secţiunilor critice de pe reazeme :

$$m_{ub} = 1{,}17 = m_n$$

$$m_{uc} = 1{,}28 > m_n$$

În consecinţă, coeficienţii de redistribuţie corespunzători secţiunilor critice de pe reazeme au valorile

$$m_b = m_c = 1{,}17.$$

Conform relaţiei (1), momentele de calcul din secţiunile critice de pe reazeme au valorile :

$$M_b = \frac{M_{eb}}{m_b} = \frac{9{,}55}{1{,}17} = 8{,}16 \text{ tf.m}$$

$$M_c = \frac{M_{ec}}{m_c} = \frac{7{,}18}{1{,}17} = 6{,}13 \text{ tf.m.}$$

Pentru momentele de calcul din secţiunile critice din cîmpuri se obţin următoarele valori :

$$M_1 = \frac{0{,}4 \times 0{,}6\,(g + p)\,l^2}{2} - 0{,}4\,M_b = 7{,}66 \text{ tf.m}$$

$$M_2 = 0{,}125\,(g + p)\,l^2 - \frac{M_b + M_c}{2} = 4{,}22 \text{ tf.m}$$

$$M_3 = 0{,}125\,(g + p)\,l^2 - \frac{M_c}{2} = 5{,}23 \text{ tf.m.}$$

Ariile armăturilor din aceste secţiuni critice, determinate pe baza momentelor de calcul de mai sus, au valorile :

$A_{a1} = 9{,}08$ cm^2, $\mu_1 = 1{,}11\,\%$;

$A_{a2} = 4{,}95$ cm$_2$, $\mu_2 = 0{,}60\,\%$;

$A_{a3} = 6{,}15$ cm^2, $\mu_3 = 0{,}75\,\%$;

$A_{ab} = 11{,}00$ cm^2, $\mu_b = 1{,}34\,\%$;

$A_{ac} = 7{,}92$ cm^2, $\mu_c = 0{,}97\,\%$.

Prin redistribuţia plastică a momentelor de pe reazeme s-a realizat în acest caz micșorarea armăturii de pe reazeme și mărirea corespunzătoare a armăturii din cîmpuri în raport cu rezultatele obţinute pe baza calculului static în domeniul elastic.

Pentru verificarea condiţiei privind deschiderea admisă a fisurilor, se consideră că grinda se armează cu vergele de oţel ∅ 12 şi ∅ 14.

În secţiunea 2, care are procentul de armare cel mai mic, rezultă armarea 3 Ø 12 + 1 Ø 14 = 4,93 cm² ≈ 4,95 cm².

Perimetrul total al armăturii este $u = 15{,}7$ cm.

$$\frac{25 \cdot u}{b \cdot h_0} = 0{,}48$$

$$\overline{A} = \frac{(b_p - b)}{b \cdot h} = 0{,}78.$$

Pentru $\alpha_f = 0{,}3$ mm, din tabela 1 rezultă

$$\frac{25\ u}{b \cdot h_0} = 0{,}33 < 0{,}48,$$

respectiv deschiderile fisurilor în stadiul de exploatare sînt mai mici decît 0,3 mm.

Exemplul de mai sus arată că la grinzile continue cu o singură schemă de încărcare, luarea în consideraţie a redistribuţiei plastice a momentelor de pe reazeme necesită, ca etapă preliminară, dimensionarea secţiunilor de pe reazeme la acţiunea momentelor elastice produse de sarcinile permanente şi temporare, luate cu valorile lor de calcul. Dimensionarea definitivă a grinzii se face pe baza momentelor de calcul determinate în funcţie de rezultatele etapei preliminare de calcul.

Pentru grinda dată ca exemplu, STAS 3599—52 [5] permite ca determinarea momentelor de calcul, ţinînd seamă de redistribuţia plastică a momentelor, să se facă cu relaţiile :

$$M_2 = M_3 = M_c = \frac{(g + p)l^2}{16} = 5{,}68 \text{ tf.m}$$

şi

$$M_1 = M_b = \frac{(g + p)\ l^2}{11} = 8{,}27 \text{ tf. m.}$$

Momentul elastic pe reazemul c, în stadiul de exploatare, are valoarea

$$M^n_{ec} = 0{,}079\,(g + p^n)\ l^2 = 6{,}13 \text{ tf. m.}$$

Rezultatele numerice de mai sus conduc la inegalitatea

$$M_c < M^n_{ec}.$$

În consecinţă, prin aplicarea prevederilor standardului 3599—52 se obţine pe reazemul c o valoare a momentului de calcul mai mică decît cea a momentului elastic din stadiul de exploatare, respectiv grinda lucrează cu articulaţie plastică pe reazemul c sub acţiunea sarcinilor de exploatare.

Această concluzie arată că prescripţiile actuale referitoare la calculul plastic al grinzilor secundare, cu deschideri egale, solicitate de sarcini uniform distribuite, nu satisfac totdeauna condiţia privind comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare.

Delimitarea domeniului în care procedeul de calcul dat în STAS 3599—52 satisface implicit condiţia de mai sus este dată de inegalităţile :

$$M_b \geqslant M^n_{eb}$$

şi

$$M_c \geqslant M^n_{ec},$$

în care M^n_{eb} şi M^n_{ec} sînt momentele elastice produse de sarcinile de exploatare pe reazemele b şi c.

Pentru grinda studiată, inegalităţile de mai sus devin

$$\frac{(g + p)l^2}{11} \geqslant 0{,}105\ (g + p^n)\ l^2$$

şi

$$\frac{(g + p)\ l^2}{16} \geqslant 0{,}079\,(g + p^n)\ l^2,$$

de unde se obţine

$$\frac{p^n}{g} \geqslant \frac{0{,}155}{n - 1{,}155}$$

şi

$$\frac{p^n}{g} \geqslant \frac{0{,}264}{n - 1{,}264}.$$

Din ultima egalitate, care este cea mai restrictivă, se deduce :

$$\frac{p^n}{g} \geqslant 7{,}35 \text{ pentru } n = 1{,}3$$

şi respectiv

$$\frac{p^n}{g} \geqslant 1{,}94 \text{ pentru } n = 1{,}4.$$

Rezultatele de mai sus arată că domeniul de aplicare a prevederilor din standardul 3599—52 este destul de restrîns. Astfel, ele nu pot fi aplicate planşeelor de acoperiş, unde raportul $\frac{p^n}{g}$ nu ajunge niciodată la valoarea 1,94.

Examinarea comportării în domeniul plastic a grinzilor secundare cu deschideri egale, solicitate de sarcini uniform distribuite pe toată lungimea lor, cu luarea în consideraţie a condiţiei privind comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare, conduce la următoarele expresii simple ale momentelor de calcul :

— în primul cîmp şi pe primul reazem intermediar,

$$M = \frac{(g + p)\ l^2}{11} \tag{6}$$

— în celelalte cîmpuri

$$M = \frac{(g + p)\ l^2}{19} \tag{7}$$

— pe celelalte reazeme intermediare,

$$M = \frac{(g + p)\ l^2}{14}. \tag{8}$$

2. GRINZI CU MAI MULTE SCHEME DE ÎNCĂRCARE

Momentul de calcul într-o secţiune critică a unei grinzi continue, la care sarcinile de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă pot forma două sau mai multe scheme de încărcare, se determină cu relaţia (1), iar aria armăturii se poate stabili, în mod acoperitor, cu relaţia (2).

La grinzile continue cu secţiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, coeficientul de redistribuţie al unei secţiuni critice din cîmpul unei deschideri se ia egal cu cel mai mic dintre coeficienţii m_u, m_0 şi m_n. Aceşti coeficienţi se determină după cum urmează :

a) Coeficientul m_u se ia din tabela 2.

b) Coeficientul m_0 se calculează cu relaţia

$$m_0 = \frac{M^c + (1 - \xi_c)\ M^{st} + \xi_c\ M^{dr}}{M_0}, \tag{9}$$

în care :

M^c, M^{st}, M^{dr} sînt momentele elastice maxime (în valoare absolută) în cîmpul şi pe reazemele din stînga şi din dreapta ale deschiderii considerate, produse de toate sarcinile permanente şi temporare, luate cu valorile lor de calcul;

M_0 — momentul încovoietor în secţiunea critică din cîmpul deschiderii considerate, produs de toate sarcinile permanente şi temporare ce-i revin, luate cu valorile lor de calcul, determinat în ipoteza că deschiderea respectivă este simplu rezemată la ambele extremităţi ;

ξ_c — raportul dintre distanţa de la reazemul din stînga pînă la secţiunea critică din cîmpul deschiderii.

În cazul particular al grinzilor cu deschideri egale, la care mărimea sarcinilor şi modul lor de aplicare sînt aceleaşi în fiecare deschidere, coeficientul m_0 poate fi calculat cu relaţia

$$m_0 = \frac{G + \gamma P}{G + P} \qquad (10)$$

în care :

G este suma sarcinilor permanente şi temporare de lungă durată cu acţiune continuă, luate cu valorile lor de calcul, care acţionează în deschiderea considerată ;

P — suma sarcinilor temporare de scurtă durată şi a sarcinilor temporare de lungă durată cu acţiune intermitentă, luate cu valorile lor de calcul, care acţionează în deschiderea considerată ;

γ — coeficient adimensional, ale cărui valori sînt date în tabelele 3 şi 4 pentru grinzile simplu rezemate şi respectiv încastrate perfect la extremităţi, corespunzător tipurilor de sarcini date în figura 2.

c) Coeficientul m_n este dat de relaţia (3).

Dacă în fiecare deschidere sarcinile permanente şi temporare au aceleaşi puncte de aplicaţie, iar raportul valorilor de calcul ale acestor sarcini este acelaşi în toate deschiderile, se admite ca determinarea coeficientului m_n să se facă cu relaţia

$$m_n = \frac{G + 2P}{G + 2P^n} \qquad (11)$$

în care P^n este suma sarcinilor temporare de scurtă durată şi a sarcinilor temporare de lungă durată cu acţiune intermitentă, luate cu valorile lor normate, care acţionează în deschiderea considerată.

Relaţia (11) provine din relaţia generală

$$m_n = \frac{G + xP}{G + xP^n}, \qquad (12)$$

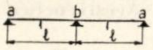
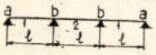
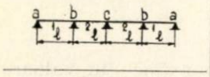
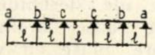
în care x este un coeficient adimensional.

În mod obişnuit, pentru secţiunile critice din cîmpuri coeficientul x are valori cuprinse între 1,2 şi 3,0, valoarea medie fiind egală cu 2. Adoptarea acestei valori medii în relaţia (11), pentru toate tipurile de grinzi continue şi de sarcini, este justificată de faptul că erorile pe care le antrenează sînt cel mult egale cu ± 4%.

Tabela 3

Grinzi continue cu deschideri egale, simplu rezemate la extremităţi

Coeficientul γ

Schema grinzii	Cîmpul	Tipul sarcinii 1	2	3	4	5	6	7
	1	1,21	1,20	1,19	1,20	1,19	1,17	1,23
	1	1,23	1,22	1,21	1,23	1,20	1,18	1,25
	2	1,53	1,51	1,50	1,49	1,4	1,53	1,50
	1	1,23	1,22	1,21	1,23	1,20	1,18	1,25
	2	1,55	1,53	1,52	1,51	1,41	1,56	1,52
	1	1,23	1,22	1,21	1,23	1,20	1,18	1,25
	2	1,55	1,53	1,52	1,51	1,41	1,56	1,52
	3	1,57	1,55	1,55	1,53	1,43	1,57	1,53

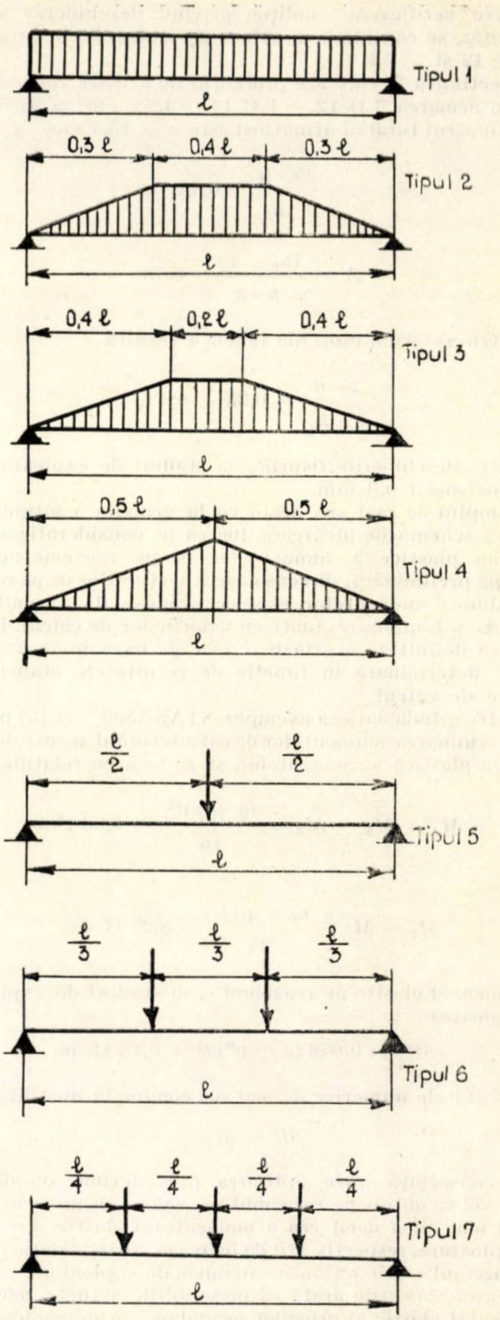


Fig. 2. Tipuri de sarcini

La grinzile continue cu secţiunea în formă de ⊤ cu talpa în zona comprimată în cîmp, coeficientul de distribuţie al secţiunii critice de pe un reazem se ia egal cu cel mai mic dintre coeficienţii m_u, m_0^{st} m_0^{dr} şi m_n.

Aceşti coeficienţi se determină după cum urmează :

a) Coeficientul m_u se ia din tabela 2.

b) Coeficienţii m_0^{st} şi m_0^{dr} sînt egali cu coeficienţii m_0 corespunzători deschiderilor din stînga şi din dreapta reazemului considerat, determinaţi cu relaţia (9).

c) Coeficientul m_n se determină cu relaţia (3).

Dacă în fiecare deschidere sarcinile permanente şi temporare au aceleaşi puncte de aplicaţie, iar raportul valorilor de calcul ale acestor sarcini este acelaşi în toate deschiderile, se admite ca determinarea coeficientului m_n să se facă cu relaţia

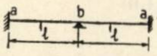
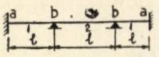
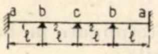
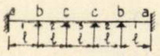
$$m_n = \frac{G' + 1{,}2\ P'}{G' + 1{,}2\ P'^n}, \qquad (13)$$

care derivă din relaţia generală (12).

Tabela 4

Grinzi continue cu deschideri egale, încastrate perfect la extremităţi

Coeficientul γ

Schema grinzii	Cîmpul	Tipul sarcinii 1	2	3	4	5	6	7
	1	1,16	1,16	1,15	1,15	1,12	1,23	1,15
	1	1,26	1,25	1,25	1,24	1,20	1,35	1,25
	2	1,32	1,30	1,30	1,29	1,23	1,32	1,29
	1	1,29	1,28	1,28	1,27	1,22	1,39	1,28
	2	1,40	1,35	1,34	1,34	1,30	1,44	1,38
	1	1,30	1,29	1,28	1,28	1,23	1,41	1,28
	2	1,43	1,41	1,41	1,40	1,32	1,44	1,41
	3	1,50	1,48	1,47	1,46	1,37	1,50	1,47

În mod obişnuit, pentru secţiunile critice de pe reazeme, coeficientul x din relaţia (12) are valori cuprinse între 1,0 şi 1,5, valoarea medie fiind egală cu 1,2. Prin adoptarea acestei valori medii pentru toate tipurile de grinzi continue şi de sarcini, erorile faţă de valorile exacte nu depăşesc ± 3%.

La grinzile cu secţiunea de formă dreptunghiulară sau în formă de ⊥ cu talpa în zona întinsă în cîmp, momentele de calcul din cîmpurile deschiderilor se iau egale cu momentele elastice maxime produse de sarcinile permanente şi temporare, luate cu valorile lor de calcul ($M = M_e$, $A_a = A_{ae}$).

La grinzile specificate mai sus, coeficientul de redistribuţie al momentului din secţiunea critică de pe un reazem se determină ca la grinzile cu secţiunea în formă de T, cu talpa în zona comprimată în cîmp.

Indiferent de forma secţiunii, distribuţia armăturii de-a lungul grinzilor se face în toate cazurile pe baza înfăşurătoarelor momentelor pozitive şi negative.

Înfăşurătoarea momentelor pozitive dintr-o deschidere se obţine din înfăşurătoarea dată de calculul static în domeniul elastic, prin împărţirea ordonatelor acesteia cu coeficientul de redistribuţie corespunzător secţiunii critice din cîmpul deschiderii considerate.

Înfăşurătoarea momentelor negative dintr-o deschidere se determină în următoarele ipoteze :

a) se consideră că deschiderea este simplu rezemată ;

b) pe fiecare reazem acţionează un moment încovoietor negativ, a cărui valoare este egală cu momentul de calcul ;

c) deschiderea se presupune încărcată cu sarcinile permanente de calcul, cu sarcinile temporare de calcul de lungă durată cu acţiune continuă şi cu $\frac{1}{4}$ din sarcinile temporare de calcul de scurtă durată şi de lungă durată, cu acţiune intermitentă.

Considerarea a $\frac{1}{4}$ din sarcinile temporare de calcul de scurtă durată şi din sarcinile temporare de calcul de lungă durată cu acţiune intermitentă reprezintă o echivalare a efectului rigidităţii la încovoiere a reazemelor, care nu este luat în consideraţie în calcul. Această prevedere este în perfectă concordanţă cu prescripţia referitoare la calculul static în domeniul elastic al grinzilor continue, potrivit căreia acest calcul se face cu sarcinile transformate $G^{tr} = G + \frac{P}{4}$ şi $p^{tr} = \frac{3P}{4}$, tocmai pentru a se ţine seamă de efectul rigidităţii la încovoiere a reazemelor [5].

Diagramele forţelor tăietoare ale grinzilor se obţin din diagramele date de calculul static în domeniul elastic, prin mărirea ordonatelor acestora cu 5 % în vecinătatea reazemelor intermediare şi a capetelor încastrate şi cu 10 % în vecinătatea capetelor simplu rezemate. Prin aceste majorări se ia în consideraţie variaţia valorilor forţelor tăietoare în procesul de formare succesivă a articulaţiilor plastice.

Exemplu de calcul

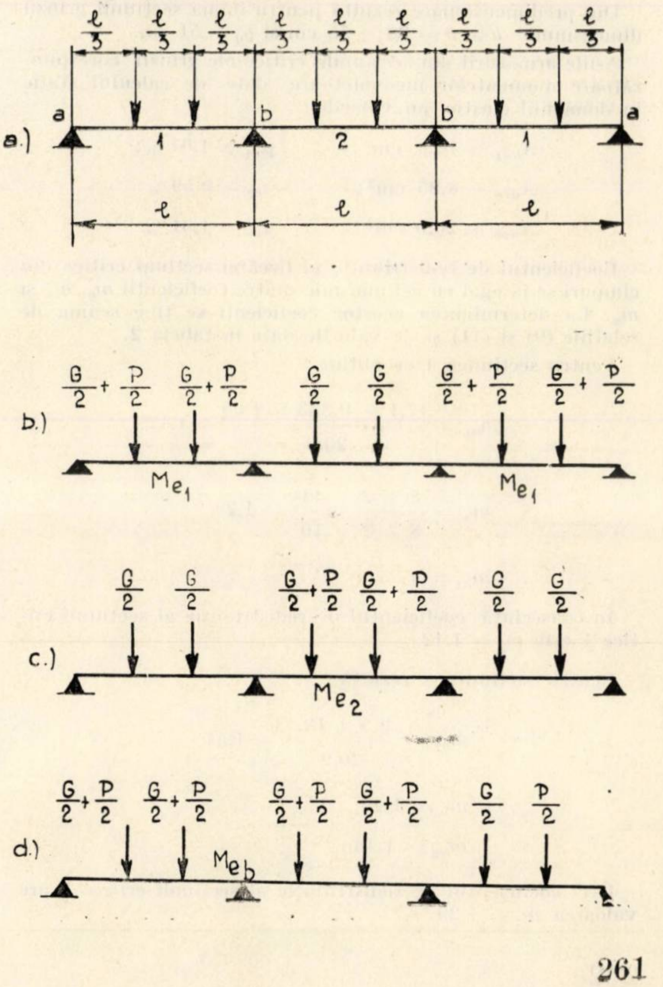
Grinda continuă cu trei deschideri egale, simplu rezemate la extremităţi (fig. 3, a). Grinda are secţiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp şi este solicitată în fiecare deschidere de două sarcini permanente egale între ele şi de două sarcini temporare de scurtă durată egale între ele, aplicate concentrat la treimile deschiderii. Sarcinile temporare pot acţiona în diferite deschideri, formînd toate schemele posibile de încărcare.

Se dau :

- — suma sarcinilor permanente de calcul dintr-o deschidere, $G = 8$ tf ;
- — suma sarcinilor temporare normate dintr-o deschidere, $P^n = 10$ tf ;
- — coeficientul de supraîncărcare al sarcinilor temporare, $n = 1{,}4$;
- — lăţimea activă a plăcii secţiunii grinzii, $b_p = 180$ cm ;
- — grosimea aripilor secţiunii grinzii, $h_p = 8$ cm ;
- — deschiderea de calcul a grinzii, $l = 5{,}70$ m ;
- — marca betonului B 200, $R_i = 100$ kgf/cm^2 ;
- — marca oţelului OL 38, $R_a = 2\,100$ kgf/cm^2 ;

Se cere determinarea ariei armăturii întinse din fiecare secţiune critică a grinzii.

Fig. 3. Grinda continuă cu 3 deschideri egale cu mai multe scheme de încărcare



În acest scop se utilizează următoarele notaţii, în afara celor definite în cadrul exemplului precedent :

m_{01}, m_{02} — valorile coeficientului de redistribuţie m_0 corespunzătoare deschiderilor 1 şi 2 ;

m_{u1}, m_{u2} — valorile coeficientului de redistribuţie m_u, corespunzătoare secţiunilor critice din cîmpurile 1 şi 2 ;

m_1, m_2 — valorile coeficientului de redistribuţie m, corespunzătoare secţiunilor critice din cîmpurile 1 şi 2 ;

m_0^{st}, m_0^{dr} — valorile coeficientului m_0, corespunzătoare deschiderilor de la stînga şi de la dreapta unui reazem.

De asemenea, se face observaţia că M_{e1}, M_{e2} şi M_{eb} sînt momente elastice maxime (în valoare absolută), rezultate din schemele cele mai defavorabile de încărcare.

* * *

Suma sarcinilor temporare de calcul dintr-o deschidere are valoarea

$$P = nP^n = 14 \text{ tf}.$$

Momentele elastice maxime (în valoare absolută) produse de sarcinile permanente şi temporare de calcul au valorile (fig. 3, b, c, d) :

$$M_{e1} = \frac{1}{2}(0{,}244\ G + 0{,}289\ P)\,l = 17{,}1 \text{ tf.m}$$

$$M_{e2} = \frac{1}{2}(0{,}067\ G + 0{,}200\ P)\,l = 9{,}5 \text{ tf.m}$$

$$M_{eb} = \frac{1}{2}(0{,}267\ G + 0{,}311\ P)\,l = 18{,}5 \text{ tf.m.}$$

Din predimensionare rezultă pentru inima secţiunii grinzii dimensiunile $b \times h = 30 \times 55$ cm şi $h_0 = 51$ cm.

Ariile armăturii din secţiunile critice ale grinzii corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic au valorile :

$$A_{ae1} = 16{,}3 \text{ cm}^2; \qquad \mu_{e1} = 1{,}07\,\%;$$

$$A_{ae2} = 8{,}95 \text{ cm}^2; \qquad \mu_{e2} = 0{,}59\,\%;$$

$$A_{aeb} = 20{,}0 \text{ cm}^2; \qquad \mu_{eb} = 1{,}31\,\%.$$

Coeficientul de redistribuţie al fiecărei secţiuni critice din cîmpuri se ia egal cu cel mai mic dintre coeficienţii m_0, m_n şi m_u. La determinarea acestor coeficienţi se ţine seama de relaţiile (9) şi (11) şi de valorile date în tabela 2.

Pentru secţiunea 1 se obţine :

$$m_{01} = \frac{17{,}1 + 0{,}333 \times 18{,}5}{20{,}9} = 1{,}12$$

$$m_n = \frac{8 + 2 \times 14}{8 + 2 \times 10} = 1{,}29$$

$$m_{u1} = 1{,}29.$$

În consecinţă coeficientul de redistribuţie al secţiunii critice 1 este $m_1 = 1{,}12$.

Pentru secţiunea 2 rezultă :

$$m_{02} = \frac{9{,}5 + 18{,}5}{20{,}9} = 1{,}34$$

$$m_n = 1{,}29$$

$$m_{u2} > 1{,}46.$$

Deci coeficientul de redistribuţie al secţiunii critice 2 are valoarea $m_2 = 1{,}29$.

Pentru secţiunea critică de pe reazemul b rezultă :

$$m_0^{st} = m_{01} = 1{,}12$$

$$m_0^{dr} = m_{02} = 1{,}34$$

$$m_n = \frac{16 + 1{,}2 \times 28}{16 + 1{,}2 \times 20} = 1{,}24$$

$$m_{ub} = 1{,}23.$$

În consecinţă coeficientul de redistribuţie al secţiunii critice de pe reazemul b are valoarea $m_b = 1{,}12$.

Ţinînd seama de relaţia (1) se obţin următoarele momente de calcul :

$$M_1 = \frac{M_{e1}}{m_1} = \frac{17{,}1}{1{,}12} = 15{,}3 \text{ tf.m}$$

$$M_2 = \frac{M_{e2}}{m_2} = \frac{9{,}5}{1{,}29} = 7{,}37 \text{ tf.m}$$

$$M_b = \frac{M_{eb}}{m_b} = \frac{18{,}5}{1{,}12} = 16{,}5 \text{ tf.m.}$$

Ariile armăturii din secţiunile critice, determinate pe baza momentelor de calcul de mai sus, au valorile :

$$A_{a1} = 14{,}50 \text{ cm}^2; \qquad \mu_1 = 0{,}95\,\%;$$

$$A_{a2} = 6{,}95 \text{ cm}^2; \qquad \mu_2 = 0{,}45\,\%;$$

$$A_{ab} = 17{,}55 \text{ cm}^2; \qquad \mu_b = 1{,}15\,\%.$$

Rezultatele obţinute arată că prin utilizarea calculului plastic s-a obţinut în acest caz o reducere a ariilor armăturii cu 11% în cîmpul 1, cu 22% în cîmpul 2 şi cu 12% pe reazemul b.

Dacă se face uz de relaţia (2), ariile armăturii din secţiunile critice sînt date de relaţiile

$$A_{a1} = \frac{A_{ae1}}{m_1} = \frac{16{,}3}{1{,}12} = 14{,}50 \text{ cm}^2$$

$$A_{a2} = \frac{A_{ae2}}{m_2} = \frac{8{,}95}{1{,}29} = 6{,}95 \text{ cm}^2$$

$$A_{ab} = \frac{A_{aeb}}{m_b} = \frac{20{,}0}{1{,}12} = 17{,}85 \text{ cm}^2.$$

Aceste valori sînt foarte apropiate sau chiar egale cu cele exacte, iar avantajul aplicării relaţiei (2) în locul relaţiei (1) constă în eliminarea redimensionării armăturii pe baza momentelor de calcul.

Pentru verificarea condiţiei privind deschiderea admisă a fisurilor, se consideră că grinda se armează cu vergele de oţel Ø 14 şi Ø 18. În secţiunea 2, care are procentul de armare cel mai mic, rezultă armarea 3 Ø 14 + 1 Ø 18 = 7,16 cm² > 6,95 cm². Perimetrul total al armăturii este $u = 22{,}50$ cm

$$\frac{25 \cdot u}{b \cdot h_0} = \frac{25 \times 22{,}50}{30 \times 51} = 0{,}37$$

$$\overline{A} = \frac{(b_p - b)\,h_p}{b \cdot h} = 0{,}73.$$

Pentru $\alpha_f = 0{,}3$ mm, din tabela 1 rezultă

$$\frac{25 \cdot u}{b \cdot h_0} = 0{,}32 < 0{,}37,$$

respectiv deschiderile fisurilor în stadiul de exploatare sînt mai mici decît 0,3 mm.

Exemplul de calcul de mai sus arată că la grinzile continue cu mai multe scheme de încărcare, calculate în domeniul plastic, utilizarea relaţiei (2) în locul relaţiei (1) elimină o a doua dimensionare a grinzii, secţiunile necesare de armătură obținîndu-se din cele date de prima dimensionare din domeniul elastic, prin împărțirea lor cu coeficienții de redistribuție respectivi.

Observație. Dacă grinda ar fi avut secțiunea dreptunghiulară, armarea ei în cîmpuri s-ar fi făcut pentru momentele elastice maxime ale acestora, iar armătura de pe reazeme s-ar fi determinat exact ca în acest exemplu de calcul.

* * *

În cazul particular al grinzilor secundare cu deschideri egale și cu secțiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, solicitate de sarcini uniform distribuite, condiția privind comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare conduce la următoarele expresii simple ale momentelor de calcul :

— în primul cîmp și pe primul reazem intermediar,

$$M = \frac{(g + p)\,l^2}{11} \qquad (14)$$

— în celelalte cîmpuri,

$$M = \frac{(g + p)\,l^2}{17} \qquad (15)$$

— pe celelalte reazeme intermediare,

$$M = \frac{(g + p)\,l^2}{13}. \qquad (16)$$

Sisteme cutate cu secțiune variabilă, alcătuite din dulapi precomprimați

Conf. ing. A. Mihul, ing. A. Cuciureanu, ing. șef V. Gherman, ing. S. Rotman

Institutul politehnic Iași în colaborare cu filiala INCERC Iași — T.R.C. Bacău — D.S.A.P.C. Bacău

2. CONSIDERAȚII GENERALE

Adoptarea unor forme circulare în plan cu un corp central concentric (fig. 1) poate rezolva în bune condiții cerințele funcționale de distribuție avantajoasă a circulației, de deservire centrală, iluminat natural, aerisire naturală etc., precum și cerințele estetice ale multor categorii de construcții, cum ar fi :

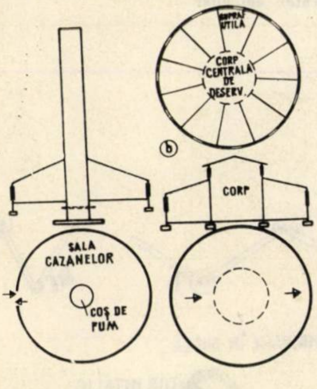


Fig. 1. Scheme de clădiri cu forma circulară în plan

a – centrale termice ; *b* – diverse scheme de clădiri cu deservire centrală și cu acces pe tot conturul

- centrale termice,
- magazine, piețe
- cantine și restaurante cu bucătărie și cu deservire centrală
- crescătorii de păsări sau de porcine
- garaje cu atelierul de întreținere dispus central, eventual cu placă turnantă
- stație de pompe cu casa vanelor centrală
- remize pentru locomotive
- rezervoare ș.a.

Industrializarea unor astfel de construcții prezintă avantajul simetriei rotaționale a clădirii. Pentru pereți exteriori poate fi folosit, la astfel de sisteme, un singur tip de element, iar pentru corpul central, același tip sau unul diferit ; realizarea acoperișului se poate obține de asemenea utilizînd un singur tip de prefabricat. În cazul centralelor termice, coșul de fum poate fi realizat cu cofraj glisant, pentru pereți și acoperiș fiind suficiente numai două tipuri de elemente.

Rezolvarea acoperișului la astfel de construcții din elemente plane, cu sau fără nervuri, prezintă dezavantajele cunoscute. Utilizarea unor elemente sub formă de conoizi prezintă dezavantajele tehnologice ale execuției suprafețelor curbe.

Utilizarea unor sisteme cutate cu secțiune variabilă, alcătuite din elemente plane, executate din beton armat monolit sau din unde prefabricate, prezintă dezavantajul turnării betonului pe plane cu înclinări mari, 30 %—45 % ; de asemenea, precomprimarea cu cabluri obligă utilizarea unor grosimi mari de placă pentru ridicarea pe reazem a unui număr important de fascicule, avînd în vedere reducerea la capăt a înălțimii undei, în zona cu forțe tăietoare relativ mari ; precomprimarea undelor în V prefabricate, cu armătură preîntinsă, dispusă după trasee rectilinii, nu permite realizarea unei distribuții suficient de raționale a tensiunilor inițiale în tot lungul elementelor, ceea ce conduce, pentru elemente cu grosimea mică a plăcii, la apariția timpurie a fisurilor înclinate, care iau naștere în zone cu înălțime redusă și al căror efect este reducerea rigidității undelor, cu toate consecințele cunoscute.

În vederea rezolvării acestor probleme la un nivel superior față de cel cunoscut astăzi, în cadrul catedrei de beton armat de la Facultatea de construcții Iași, în colaborare cu filiala INCERC Iași, au fost studiate sistemele cutate cu secțiune variabilă, alcătuite din dulapi precomprimați, prefabricați, care, după montare, sînt rezemați în poziție înclinată și monolitizați în dreptul coamelor și al doliilor, obținîndu-se în final o structură cutată în evantai cu rezerve mari de rezistență datorită caracterului spațial de lucru.

În baza studiilor efectuate a fost proiectată și aplicată această soluție la executarea centralei termice de la Roman* (fig. 2), care a înlocuit soluția proiectată inițial din beton armat monolit.

2. CONCEPȚIA, CALCULUL ȘI ALCĂTUIREA SISTEMELOR CUTATE CU SECȚIUNE VARIABILĂ, ALCĂTUITE DIN DULAPI PRECOMPRIMAȚI

Avînd în vedere forma reazemelor, a căror axă reprezintă două poligoane înscrise în două cercuri concentrice sau două cercuri, dulapii din care se realizează acoperișul se proiectează în plan cu forma de trapeze cu lungimea egală cu deschiderea și cu baza mare și baza mică determinate de înălțimea undei și de înclinarea aleasă a fețelor plane (care se ia în general între 30° și 45°) (fig. 3).

Calculul static al undelor în sens longitudinal se efectuează, în mod obișnuit, ca pentru sisteme liniare (grinzi) simplu rezemate la capete (fig. 4), încărcate cu sarcină variabilă :

$$q = \frac{2\pi}{n}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(x + r). \qquad (1)$$

---

* Proiectul de arhitectură a fost elaborat cu concursul arh. Chira de la D.S.A.P.C. – Bacău.

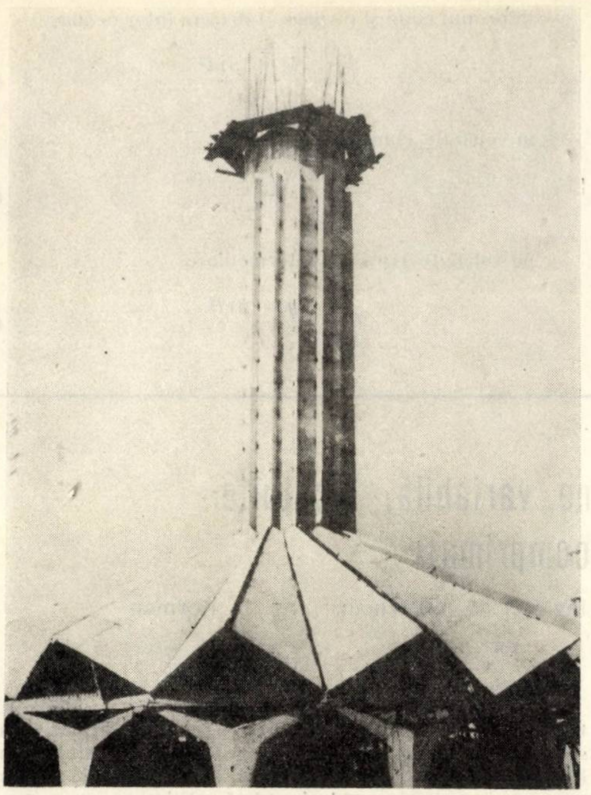
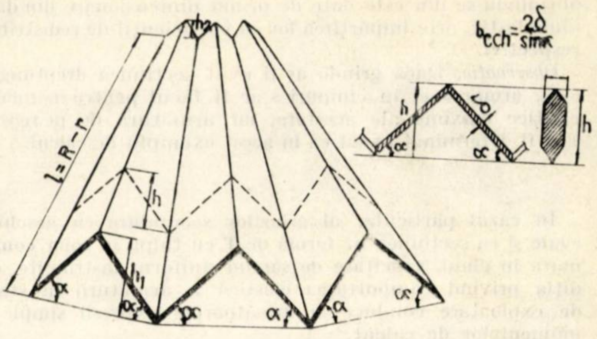
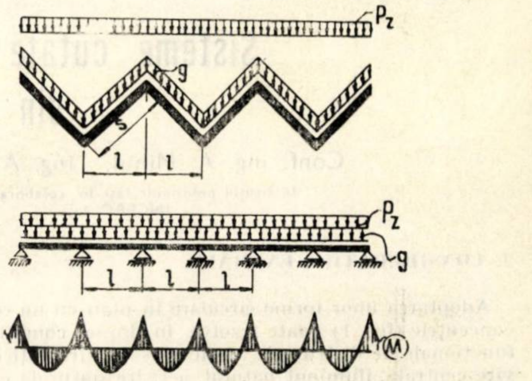


Fig. 2. Aspectul acoperişului după montarea dulapilor



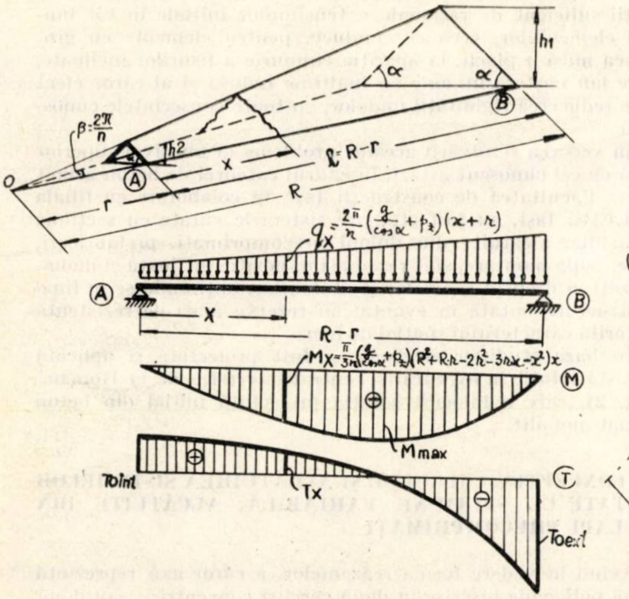
$b_{ech} = \frac{2\delta}{\sin\alpha}$
$l = R - r$
h
h
h_1
α
δ

Fig. 4. Caracteristicile geometrice ale undelor cu secţiune variabilă alcătuite din elemente plane



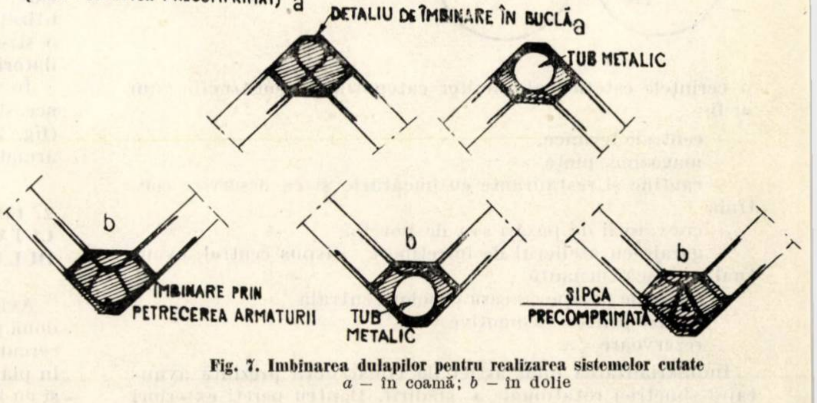
p_z
g
l
p_z
g
l
l
l
M

Fig. 5. Ipotezele de calcul în sensul transversal considerate la proiectarea acoperişului alcătuit din unde



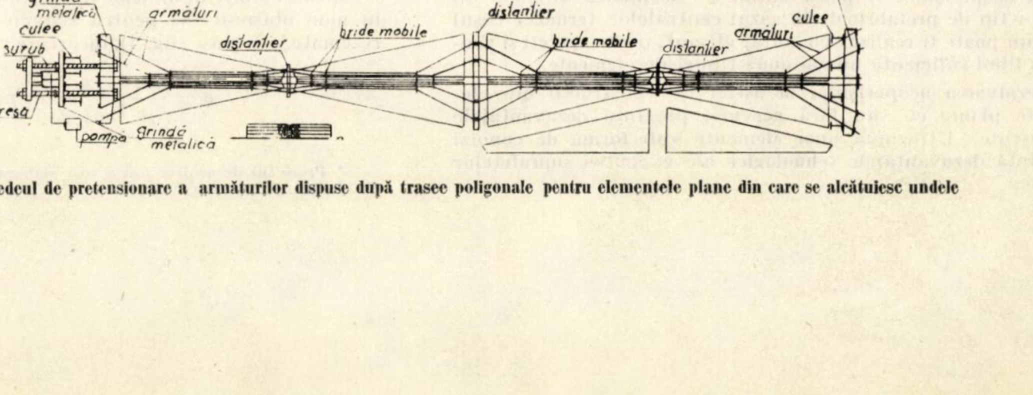
h1
α
α
B
$\beta = \frac{2\pi}{n}$
h2
A
x
$l = R - r$
O
R
r
$q_x = \frac{2\pi}{n}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(x + r)$
A
B
X
R − r
$M_x = \frac{\pi}{3n}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(R^2 + R\cdot r - 2r^2 - 3rx - x^2)x$
M
⊕
Mmax
⊕
T
Toint
Tx
⊖
Toext

Fig. 3. Diagramele de moment incovoietor şi forţe tăietoare pentru o undă independentă



a
b
a
b
a
b
ELEMENTE COMPONENTE
(DULAPI DIN BETON PRECOMPRIMAT)
a
DETALIU DE ÎMBINARE ÎN BUCLĂ
a
TUB METALIC
b
ÎMBINARE PRIN PETRECEREA ARMATURII
b
TUB METALIC
b
ŞIPCA PRECOMPRIMATĂ

Fig. 7. Imbinarea dulapilor pentru realizarea sistemelor cutate
a — în coamă; *b* — în dolie



grindă metalică
armături
culee
şurub
bride mobile
distanţier
presă
pompă
grindă metalică
distanţier
bride mobile
distanţier
grindă metalică fixă
armături
culee

Fig. 6. Procedeul de pretensionare a armăturilor dispuse după trasee poligonale pentru elementele plane din care se alcătuiesc undele

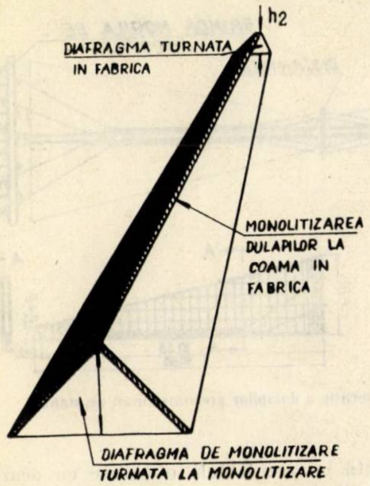
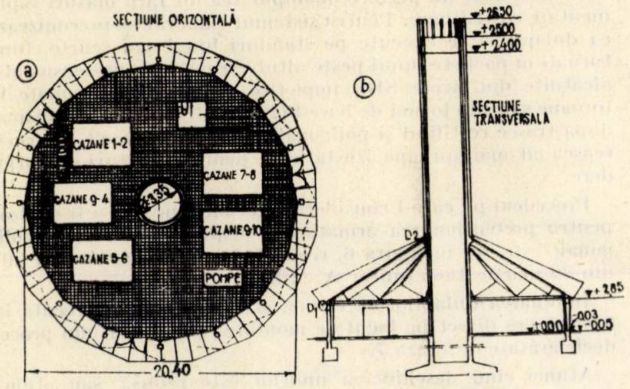

h2
DIAFRAGMA TURNATA IN FABRICA
MONOLITIZAREA DULAPILOR LA COAMA IN FABRICA
DIAFRAGMA DE MONOLITIZARE TURNATA LA MONOLITIZARE

Fig. 8. Dulapi solidarizați in unde în fabrică prin turnarea betonului în coamă și în diafragmele de capăt

Fig. 9 a. Centrală termică de cartier executată la Roman. Secțiune


SECȚIUNE ORIZONTALĂ
a
b
CAZANE 1-2
CAZANE 7-8
CAZANE 9-4
CAZANE 9-10
CAZANE 5-6
POMPE
20.40
+2630
+2500
+2400
SECȚIUNE TRANSVERSALĂ
+2.85
±0.00

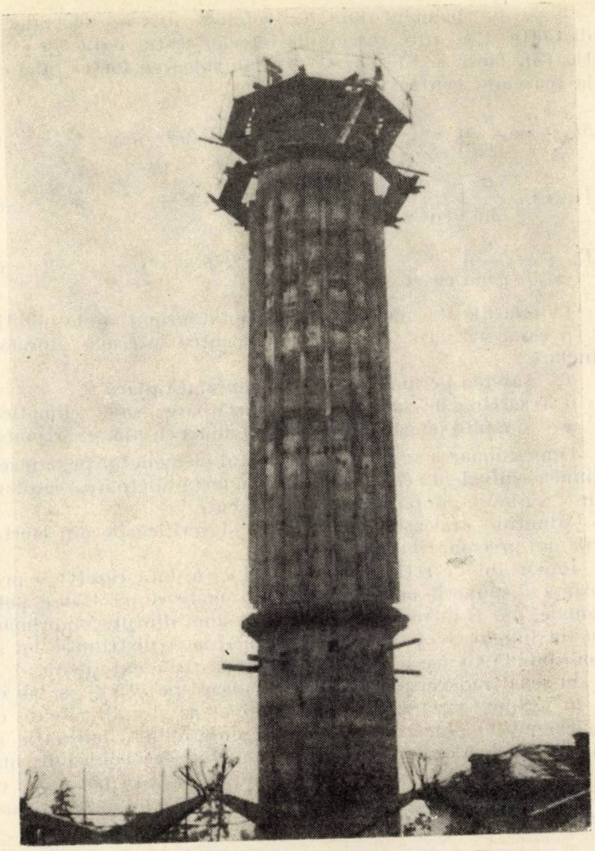


Fig. 9 b. Centrală termică de cartier executată la Roman. Aspectul coșului de fum; se observă inelul pentru rezemarea undelor

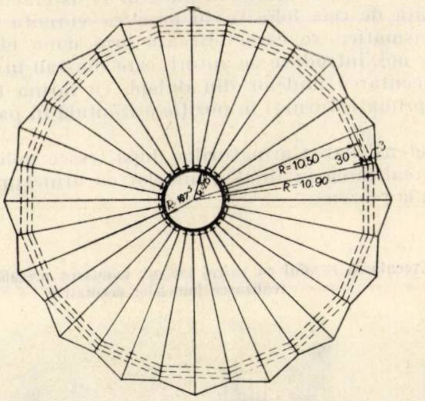

R=10.50
R=10.90
30

Fig. 11. Planul acoperișului →

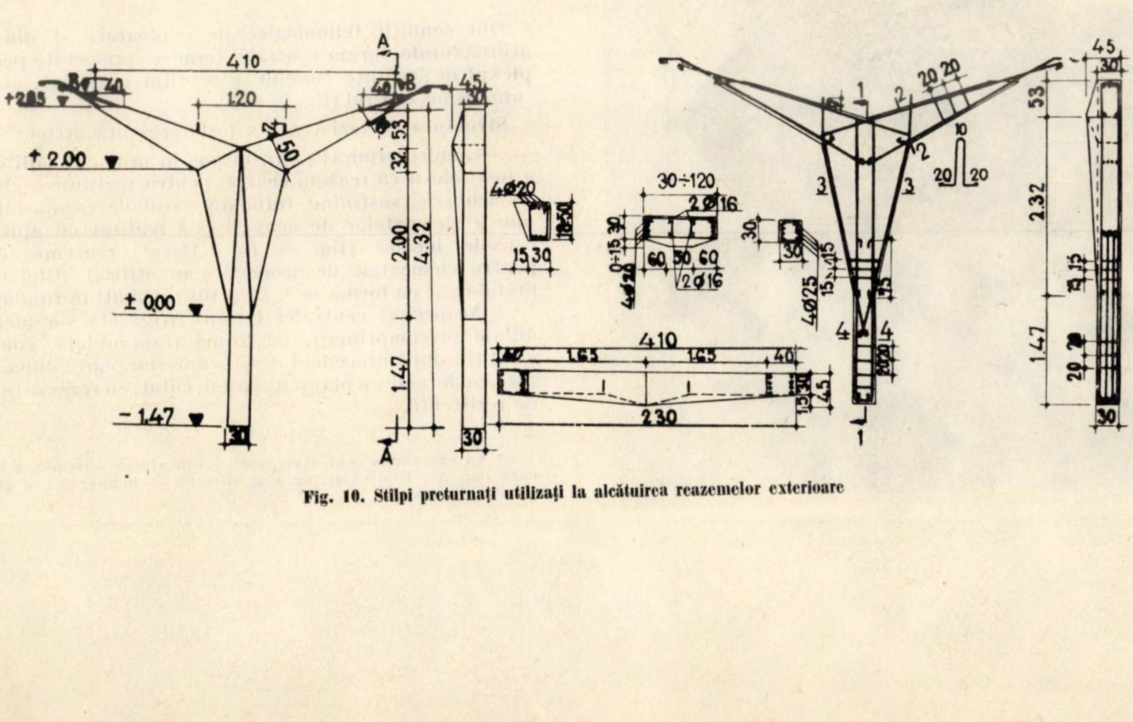

A
410
1.20
+2.85
+2.00
±0.00
-1.47
4.32
2.00
1.47
30
53
4Φ20
15.30
1.65
1.65
40
2.30
45
30÷120
2Φ16
2Φ16
4Φ25
20 20
2.32
1
2
3
4

Fig. 10. Stîlpi preturnați utilizați la alcătuirea reazemelor exterioare

Expresia momentului încovoietor într-o secţiune la distanţa ,,x'' de reazemul interior este dată de relaţia (2), iar relaţiile (3) şi (4) dau valoarea forţei tăietoare la reazemul central şi exterior :

$$M_x = \frac{\pi}{3x}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(R^2+R\cdot r-2r^2-3rx-x^2)\,x \qquad (2)$$

$$T_{0int} = \frac{\pi}{3n}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(R^2+R\cdot r-2r^2) \qquad (3)$$

$$T_{0ext} = \frac{\pi}{3n}\left(\frac{g}{\cos\alpha} + p_z\right)(2R^2 - R\cdot r - r^2). \qquad (4)$$

În relaţiile de mai sus s-au adoptat următoarele notaţii :

n este numărul de unde (V) pentru întreaga suprafaţă inelară ;

g — sarcina permanentă pe m² suprafaţă placă ;

p_z — sarcina de zăpadă, corespunzătoare zonei climatice ;

α — unghiul pe care-l face planul undei cu planul orizontal.

Dimensionarea se face la momentul încovoietor pentru secţiunea echivalentă (fig. 3), iar pentru forţă tăietoare, secţiunea în V variabilă, după metodele cunoscute.

Admiţînd aceleaşi ipoteze se fac şi verificările din eforturile din precomprimare.

Important de reţinut este faptul că o dată rezolvată problema dispunerii armăturii pretensionate după trasee poligonale, pot fi introduse în beton tensiuni din precomprimare în tot lungul elementelor, în aşa mod încît distribuţia lor să corespundă cu aceea provocată de încărcările exterioare.

În sens transversal, placa se calculează pe fişii ce se iau de 1 m lăţime, care se consideră în ipoteze simplificatoare ca plăci continue, încărcate cu sarcină uniform distribuită (fig.5). Armarea plăcilor în sensul transversal se face obişnuit, utilizînd plase sudate sau armături obişnuite care pot varia ca secţiune de armătură sau ca număr de bare pe metru şi care se dispun după regulile cunoscute.

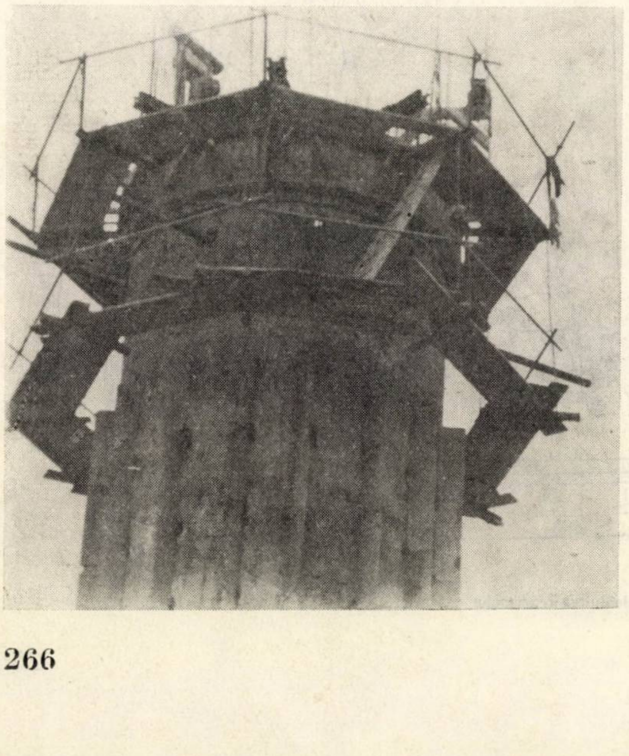
3. TEHNOLOGIA DE EXECUŢIE A ACOPERIŞURILOR

După cum a fost arătat la punctul 1, sistemele cutate studiate faţă de cele folosite în practica curentă a acoperişurilor prismatice se caracterizează prin două elemente tehnologice noi, introduse de autori, care constau în :

— executarea undelor din dulapi cu forma trapezoidală, precomprimaţi, turnaţi în poziţie orizontală în pachete suprapuse ;

— pretensionarea armăturilor după trasee poligonale, care permit realizarea în final a undelor cu armătură preîntinsă ridicată la reazeme.

Fig. 12. Executarea coşului cu cofraj glisant, montarea prefabricatelor pentru realizarea lamelelor decorative



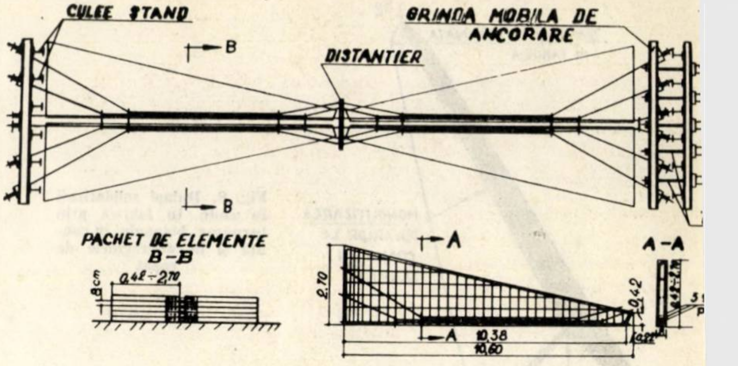


Fig. 13. Schema de execuţie a dulapilor precomprimaţi pe stand

Din comparaţia făcută cu rezultatele obţinute cu ocazia executării altor tehnologii de turnare ale sistemelor cutate s-a ajuns la concluzia că alcătuirea undelor de înălţime variabilă din elemente plane sub formă de dulapi precomprimaţi reprezintă soluţia cea mai avantajoasă pentru acoperişurile prefabricate, care însă poate fi aplicată raţional numai la deschideri ce nu depăşesc 15 m. Pentru deschideri mai mari, rigiditatea dulapilor, pentru grosimi economice, este atît de redusă încît nu permite manipularea lor fără măsuri suplimentare costisitoare. Pentru sistemul elaborat se preconizează ca dulapii să se execute pe standuri lungi sau scurte, fiind turnaţi în pachete, unul peste altul. Armăturile pretensionate, alcătuite din sîrme SBP împletite, amprentate, grupate în toroane sau sub formă de bare PC cu profil periodic, se dispun după trasee rectilinii şi poligonale, în aşa mod încît să urmărească cît mai aproape izostaticele pentru eforturi de întindere.

Procedeul pe care-l considerăm cel mai indicat a fi utilizat pentru pretensionarea armăturilor dispuse după trasee poligonale este dat în figura 6, realizat după brevetul nr. 47 207 din 30 martie 1965 (autor A. Mihul).

Îmbinarea dulapilor în coamă şi în dolie se execută în fabrică sau direct pe locul de montare, după unul din procedeele arătate în figura 7.

Atunci cînd deschiderea undelor este redusă sau atunci cînd se dispune de utilaje de mare capacitate pentru ridicare şi transport, dulapii pot fi monolitizaţi în fabrică sau pe poligoane, doi cîte doi, alcătuind unde prin solidarizarea lor la capete cu cîte o diafragmă din beton turnat (fig. 8). În acest caz, elementele spaţiale sub formă de unde spaţiale prezintă o comportare superioară la transport, manipulare şi montare în raport cu aceea a dulapilor independenţi. Ca urmare a rigidităţii sporite la încovoiere, obţinute după toate direcţiile de acţionare, monolitizarea pe şantier se execută numai în dreptul doliilor.

4. REALIZAREA CENTRALEI TERMICE DE LA ROMAN*

Din condiţii tehnologice de exploatare şi din cerinţele arhitecturale, forma centralei termice proiectate pentru complexul de locuinţe Roman a rezultat circulară, cu coşul de fum dispus central (fig. 9, a, b).

Structura de rezistenţă a fost rezolvată astfel :

— Coşul de fum (fig. 9), dispus în mijlocul sălii cazanelor, a fost folosit ca reazem central pentru sprijinirea elementelor de acoperiş, susţinînd totodată vasul de expansiune. Rezemarea elementelor de acoperiş s-a realizat cu ajutorul unei console inelare (fig. 9 b). Drept reazeme exterioare pentru elementele de acoperiş s-au utilizat stîlpi din beton prefabricat cu forma în V (fig. 10) rezemaţi în fundaţii pahar.

— Acoperişul centralei termice (fig. 11) s-a alcătuit din dulapi precomprimaţi, de formă trapezoidală, concepuţi şi alcătuiţi după procedeul descris anterior, care, după monolitizare, au format un planşeu spaţial, cutat, cu rezerve importante de rezistenţă.

---

* La executarea centralei termice, un ajutor susţinut a fost dat de către ing. Al. Tibulcă şi ing. Gal, director şi inginer şef al grupului de şantiere Roman.

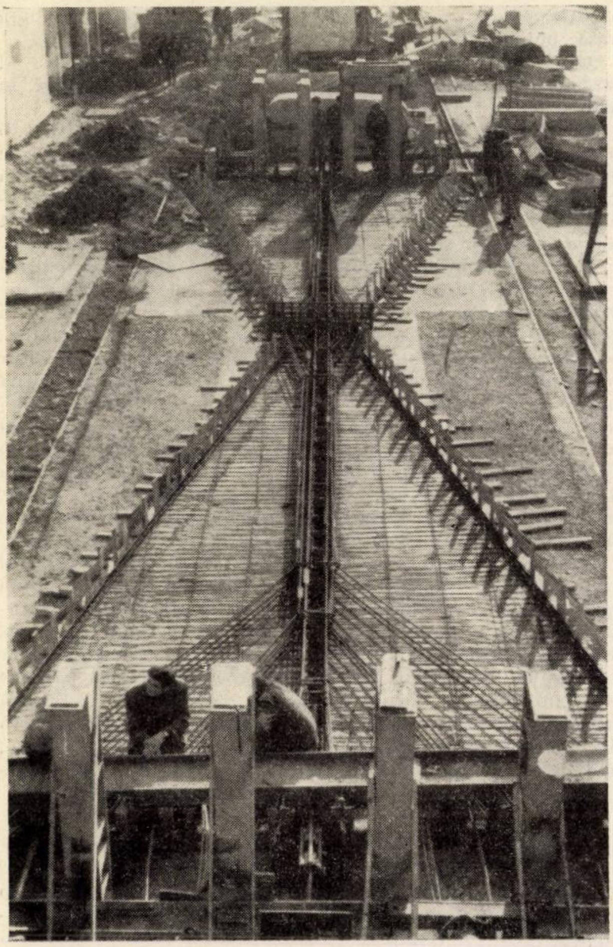


Fig. 14. Pretensionarea armăturilor pentru patru pachete de dulapi

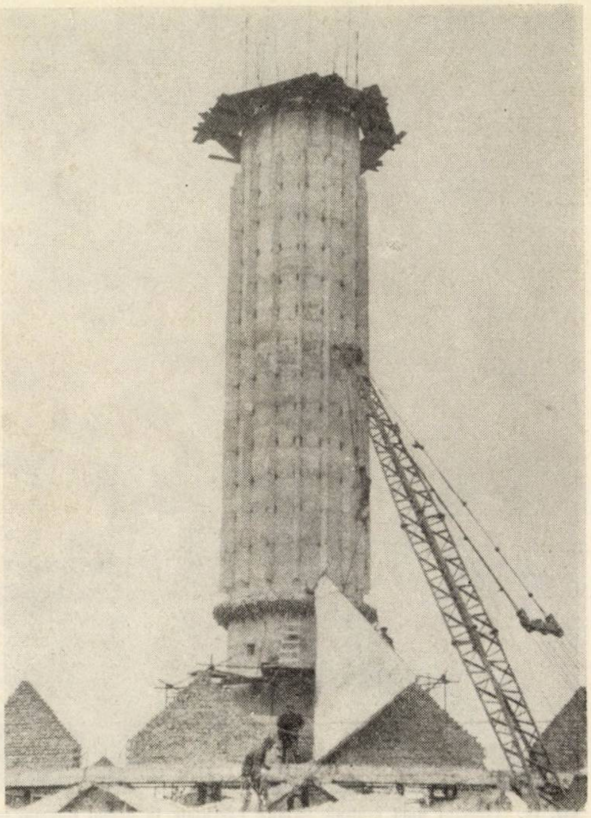


Fig. 17. Montarea dulapilor precomprimați

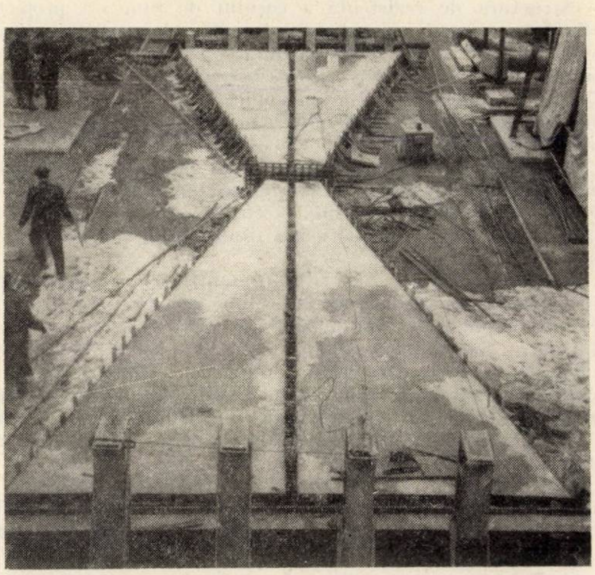
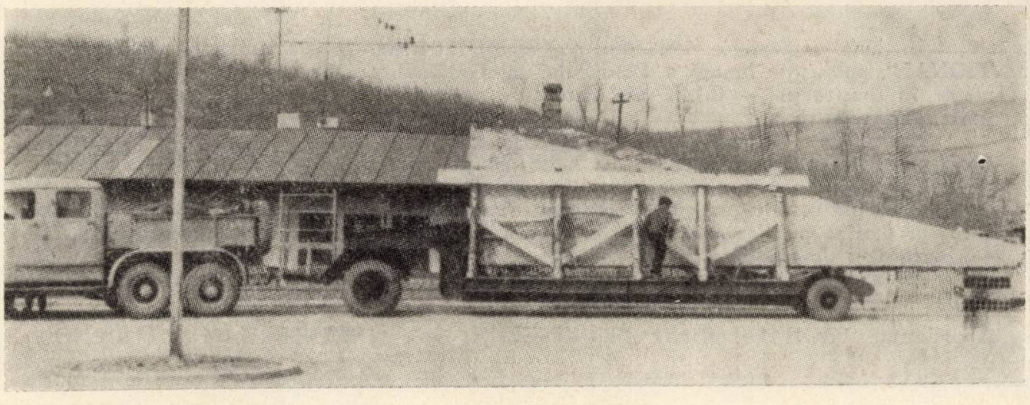


Fig. 15. Aspectul dulapilor turnați în patru pachete a cîte patru bucăți →

Fig. 16. Transportul dulapilor precomprimați pe treilere de la Iași la Roman



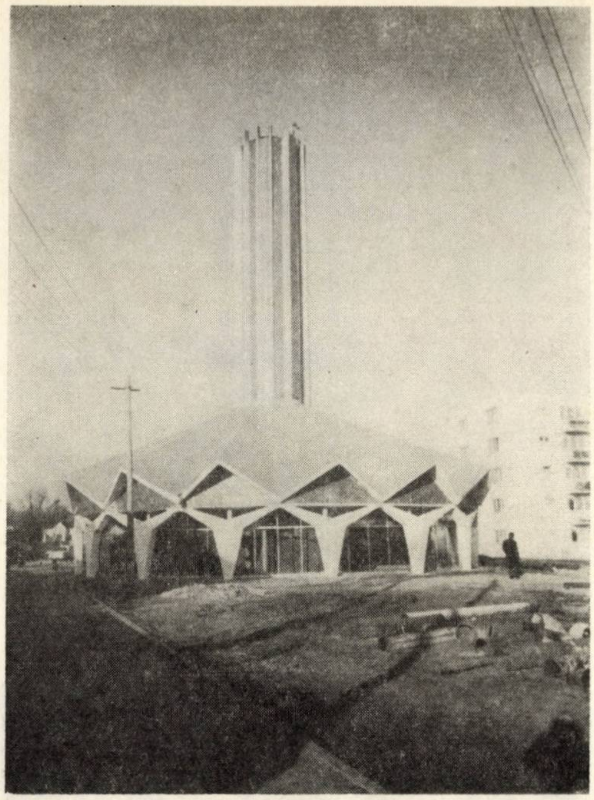


Fig. 18. Aspectul unei centrale termice executate în orașul Roman, în cadrul unui cartier de locuințe

Structura de rezistență a coșului de fum s-a proiectat din beton armat, execuția fiind realizată cu cofraj glisant (fig. 9 b și fig. 12). Forma coșului s-a ales cilindrică pentru a avea condiții avantajoase pentru turnarea betonului în cofraj glisant. Adoptarea unei forme conice ar fi complicat în mare măsură execuția, care, la dimensiunile coșului proiectat, nu ar fi fost justificată.

Pentru a rezolva, totuși, favorabil problemele arhitectonice, s-au prevăzut nervuri exterioare (fig. 12 b), realizate sub formă de lamele prefabricate, executate cu înălțime variabilă, care s-au alcătuit din tronsoane, fiind montate o dată cu glisarea.

Stîlpii exteriori care susțin prefabricatele s-au executat prin preturnare la fața locului. Montarea lor s-a realizat în fundațiile pahar turnate monolit, executate în mod obișnuit. Forma și dimensiunea stîlpilor (fig. 10) s-au ales în așa mod încît să fie în concordanță cu undele de acoperiș, liniile de dolii fiind axate după linia centrală a stîlpilor ; nervurile prevăzute la coșul de fum sînt situate în dreptul liniilor de coamă și al liniilor de dolie, obținîndu-se astfel un aspect arhitectonic exterior deosebit de plăcut.

Acoperișul centralei termice de la Roman s-a alcătuit din 16 unde cu secțiunea transversală variabilă în formă de V, alcătuite din dulapi (plăci plane) de formă trapezoidală, prefabricați, precomprimați, armați cu bare de oțel dispuse după trasee poligonale.

Dulapii s-au executat pe standul de precomprimate al bazei de încercări de la catedra de beton armat din Iași, în pachete (fig. 13, 14 și 15).

Armătura longitudinală de rezistență a fost realizată sub formă de bare de diametru mare din oțel PC 52, cu limita de curgere ridicată prin calibrare ; barele au fost dispuse după trasee poligonale și rectilinii, fiind pretensionate prin procedeul mecanic, după soluția descrisă la punctul 3. În tot lungul dulapilor s-au prevăzut mustăți pentru îmbinarea lor în dolie și coamă sub formă de inele realizate din armătura transversală. După transfer, dulapii au fost transportați pe treilere, în poziție verticală, pe o distanță de circa 85 km, de la Iași la Roman (fig. 16). Montarea dulapilor, direct din treiler, pe reazemele executate, s-a făcut cu ajutorul unui excavator de 0,5 m^3, cu echipament de macara (fig. 17).Dulapii reazemă cu un capăt, prin legătură articulată cu deplasare liberă, pe inelul coșului de fum, iar cu celălalt capăt pe o centură din beton armat pe zidul exterior. După montarea dulapilor (fig. 18) s-a realizat monolitizarea rosturilor în dolie și coamă cu beton B 300 turnat în cofraj sub formă de jgheab suspendat. Armarea îmbinării s-a realizat cu ajutorul mustăților în formă de inele, prin care s-au trecut cîte două bare$\varnothing$14, în lungul undei.

Din cauza lungimii mari a plăcilor, 10,50 m, la montajul primului dulap în poziție înclinată de proiect, la mijlocul lui a apărut o săgeată pronunțată, de circa 5 cm. Pentru înlăturarea acestor deformații a fost necesară introducerea unor reazeme intermediare alcătuite din cîte un pop de lemn, care s-au dispus la mijlocul fiecărui dulap. Popii au fost păstrați pînă cînd betonul din monolitizare s-a întărit în suficientă măsură. După scoaterea popilor, care s-a făcut la circa 15 zile de la monolitizare, nu s-au observat deformații sub fisuri, conlucrarea dulapilor fiind asigurată în cele mai bune condiții.

5. CONCLUZII

1. Utilizarea unor construcții cu formă circulară, cu corp central concentric, poate rezolva în condiții deosebit de avantajoase cerințele funcționale, arhitectonice și de industrializare ale unor clădiri utilizate pentru centrale termice, cantine, restaurante, garaje, crescătorii de păsări, de porcine etc.

2. Simplitatea de execuție pe standuri lungi, în poziție orizontală, în pachete, a dulapilor, forma comodă de turnare a lor și de îmbinare, ușurința de manipulare, depozitare, transport și montare a dulapilor precomprimați, cît și realizarea precomprimării cu armături preîntinse dispuse după trasee poligonale, asigură posibilități largi de aplicare a sistemelor cutate cu secțiune variabilă pentru acoperișurile construcțiilor industriale și agricole de formă circulară, cu reazem intermediar central, pentru deschideri ce nu depășesc 15 m.

3. Centrala termică experimentală, realizată la Roman de către Grupul de șantiere din Roman din cadrul Trustului regional de construcții Bacău, a scos în evidență posibilitatea rezolvării raționale a cerințelor funcționale, a celor arhitectonice, a celor industriale și a celor de rezistență, prin adoptarea unei forme circulare a construcției, a unor stîlpi prefabricați în V și a unui acoperiș spațial alcătuit din dulapi prefabricați precomprimați cu armătură preîntinsă dispusă după trasee poligonale.

NOTĂ

În luna septembrie 1968 își va începe apariția revista „BUILD INTERNATIONAL", publicație lunară a Consiliului internațional pentru cercetări, studii și documente în construcții — C.I.B., din care face parte și I.P.C.T. ca membru titular din partea țării noastre.

Revista este destinată ca, în special pe baza activității de cercetare în construcții, desfășurată în institutele membre ale C.I.B. să țină la curent pe cititorii săi cu tendințele și realizările în domeniul construcțiilor.

Redacția revistei solicită trimiterea de materiale în vederea publicării lor. Cei care vor dori să publice articole în această revistă sînt rugați să încunoștiințeze I.P.C.T. — în calitate de membru titular — despre materialele ce le vor trimite.

Revista va fi publicată în limba engleză și va avea de asemenea o ediție în limba franceză și una în limba spaniolă.

Abonamente : BUILD FOUNDATION-WEENA 700 — ROTTERDAM — OLANDA

Posibilități de restabilire a capacității portante a elementelor de beton simplu, armat sau precomprimat cu defecte importante prin intermediul rășinilor epoxidice

Ing. S. Andrieș, ing. A. Stănescu
I.N.C.E.R.C.

În întreprinderile de prefabricate, o parte din piese prezintă defecte (fisuri, zone de beton segregat etc.) amplasate în zone mai mult sau mai puțin solicitate.

În cadrul INCERC s-au efectuat o serie de cercetări de laborator în scopul stabilirii posibilităților de recondiționare a acestor elemente din beton armat sau precomprimat cu ajutorul unor straturi intermediare pe bază de polimeri.

Studiile anterioare au precizat că un amorsaj din pastă de ciment cu adaos de emulsie de acetat de polivinil neplastifiant poate fi recomandat la recondiționarea elementelor de beton armat cu defecte ce nu afectează capacitatea portantă a acestora. Datorită sensibilității la apă a acestui polimer nu se indică folosirea lui în cazul defectelor amplasate în zone solicitate.

În prezenta lucrare se vor expune pe scurt cercetările efectuate în vederea stabilirii posibilității de restabilire a capacității portante a elementelor prefabricate din beton armat sau precomprimat cu defecte importante, prin intermediul unor straturi de lipire pe bază de rășini epoxidice.

1. MATERIALE UTILIZATE

S-au folosit două tipuri de rășini epoxidice :

a) rășină epoxidică, denumită în cursul lucrării tip E, cu întăritor etilendiamină, în raport 4 : 1. Întărirea rășinii se face în condiții de temperatură normală și timpul de punere în lucrare (pot life) circa 30 de minute ; viscozitatea rășinii 20 000 cP ;

b) rășină epoxidică, denumită în cursul lucrării tip C, cu întăritor tip tiocol + amină. Raportul rășină : întăritor recomandat 1 : 0,6. Timpul de punere în lucrare 2–3 ore, iar viscozitatea sub 1 000 cP.

Ca materiale de umplutură s-au folosit :

a) filer de cuarț (nisip de cuarț măcinat),
c) ciment Portland.

2. PARAMETRII VARIABILI CONSIDERAȚI ÎN CURSUL CERCETĂRILOR DE LABORATOR

În scopul stabilirii comportării compozițiilor utilizate ca straturi de lipire în diferite condiții de aplicare și păstrare s-au considerat următorii parametri variabili :

a) diferența de vîrstă între cele două betoane ce se lipesc – beton vechi cu beton vechi – conform epruvetelor tip A din figura 1,

– beton vechi cu beton proaspăt – conform epruvetelor tip B din figura 2 ;

b) compoziția diferită a straturilor de lipire, indicată în tabela 1 ;

c) condiții diferite de rugozitate a suportului de beton : suprafață lisă și rugoasă ;

d) condiții diferite de umiditate a suportului de beton ;

e) condiții variate de păstrare a epruvetelor reparate ;

– regim L : condiții de laborator – aer – 23 ± 3°C,

– regim A : umiditate 100% – imersare în apă,

– regim M : mixt : 7 zile aer 23°C, urmate de trei cicluri compuse din 2 zile apă + 5 zile aer – 23°C,

– regim E : condițiile mediului exterior,

– regim T : condiții de temperatură scăzută – 15°C în intervalul 1 . . . 7 zile de la efectuarea lipirii ;

f) grosimea variată a straturilor de lipire : 2,5 și 10 mm.

Tabela 1

Compoziții utilizate ca straturi de lipire

Soluția	Strat de lipire	Tip rășini	Raport rășină : umplutură	Tip material de umplutură	Grosimea stratului de lipire (mm)
1	peliculă	E	1 : 0	–	1–2
2	peliculă	E+10% acetonă	1 : 0	–	0,5–0,7
3	chit	E	1 : 1	nisip măcinat (filer, cuarț) sort 0–0,2 mm	1,5–2,5
4	chit	E	1 :0,7	ciment	2–2,8
5	peliculă	C	1 : 0	–	0,5–0,7
6	chit	C	1 :2,5	nisip măcinat sort 0–0,2 mm	1–1,2
7	chit	C	1 :2	ciment	1,1–1,8

3. TEHNOLOGIA DE REPARARE

La confecționarea epruvetelor prismatice, care după încercarea la încovoiere au fost recondiționate prin lipire, s-a folosit un beton de marcă 500 cu dozaj de 550 kg ciment la m³.

Toate epruvetele recondiționate în vederea urmăririi parametrilor b, c, d, e au fost de tipul A (fig. 1), cu suprafața de lipire uscată și rugoasă.

Pentru urmărirea influenței diferenței de vîrstă dintre cele două betoane ce se lipesc (parametrul a) s-au confecționat și epruvete tip B.

Aplicarea stratului de lipire s-a făcut prin pensulare puternică pînă la acoperirea întregii suprafețe a betonului.

4. CRITERII DE APRECIERE A EFICACITĂȚII STRATULUI DE LIPIRE

Comportarea legăturii realizate între cele două fragmente de beton vechi sau între beton vechi și beton proaspăt poate fi apreciată în funcție de modul de rupere a epruvetei reparate.

În cazul unei ruperi corespunzătoare, în care secțiunea de rupere traversează betonul, valoarea rezistenței propriu-zise înregistrate nu prezintă interes, deoarece nu este influențată de stratul de lipire.

Fig. 1. Epruvete tip A – Prisme 10 × 10 × 55 cm

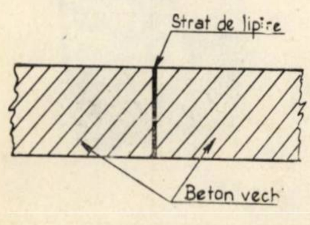
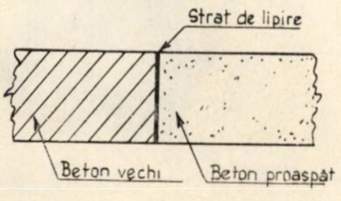


Fig. 2. Epruvete tip B – Prisme 10 × 10 × 55 cm



Dacă însă ruperea epruvetei se face la suprafaţa de contact dintre beton şi stratul de lipire, valorile mai reduse înregistrate vor arăta că prin reparaţie (lipire) nu se restabileşte în totalitate capacitatea portantă a epruvetei.

În funcţie de poziţia secţiunii în care se produce ruperea epruvetelor, s-au stabilit cîteva tipuri de rupere indicate în figura 3.

Ţinînd seamă de aceste tipuri de rupere, comportarea stratului de lipire se apreciază astfel :

— rupere tip I — comportare foarte bună (fig. 4) ;

— rupere tip II — comportare bună (fig. 5 şi 6) ;

— rupere tip III şi IV — comportare satisfăcătoare (fig. 7 şi 8) ;

— rupere tip V — comportare necorespunzătoare (fără nici o aderenţă a stratului de lipire) (fig. 9 şi 10) ;

În paralel cu ruperea epruvetelor reparate s-au încercat pînă la rupere şi prisme-martor întregi, de dimensiuni 10 × × 10 × 55 cm, turnate o dată cu cele ce urmau să fie recondiţionate.

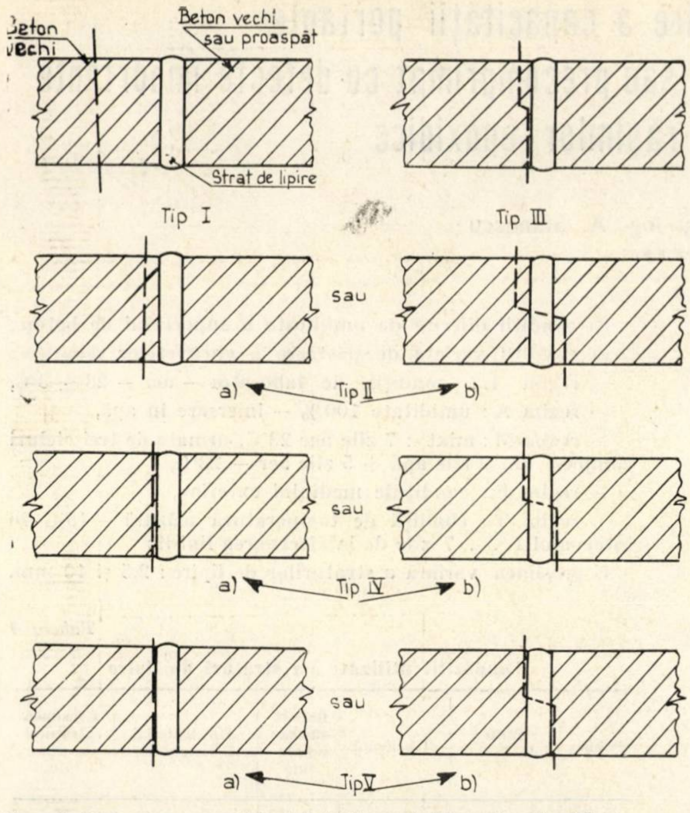


Fig. 3. Modul de rupere a epruvetelor de beton încercate (prisme 10 × 10 × 55 cm)

5. REZULTATELE CERCETĂRILOR DE LABORATOR

Încercarea la încovoiere a epruvetelor recondiţionate sau martor s-a efectuat prin aplicarea a două forţe concentrate la 1/4 din deschiderea de 48 cm.

Termene de încercare : 2,7, 28, 180 zile.

Epruvetele martor au urmărit regimul de păstrare a epruvetelor reparate.

În cele ce urmează se vor expune pe scurt cîteva aspecte privind eficacitatea straturilor de lipire aplicate, în funcţie de parametrii variabili consideraţi.

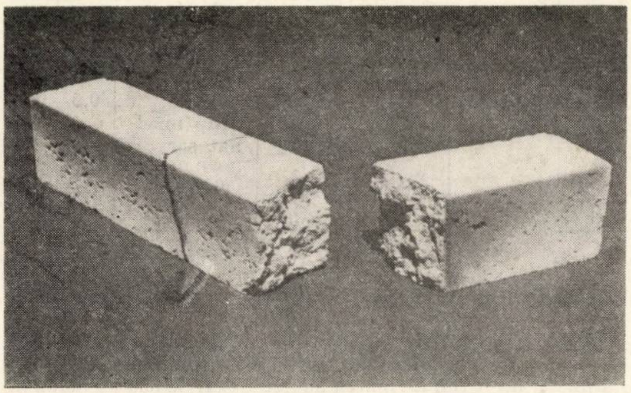


Fig. 4. Secţiune de rupere prin beton 100% (tip I)

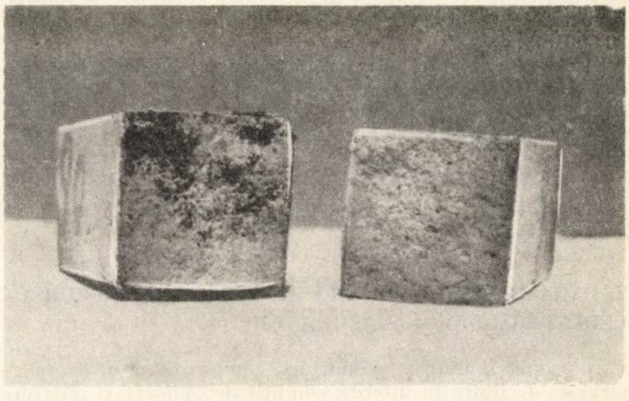


Fig. 7. Secţiune de rupere 90—50% prin beton, 10% desprins strat de lipire (tip III)

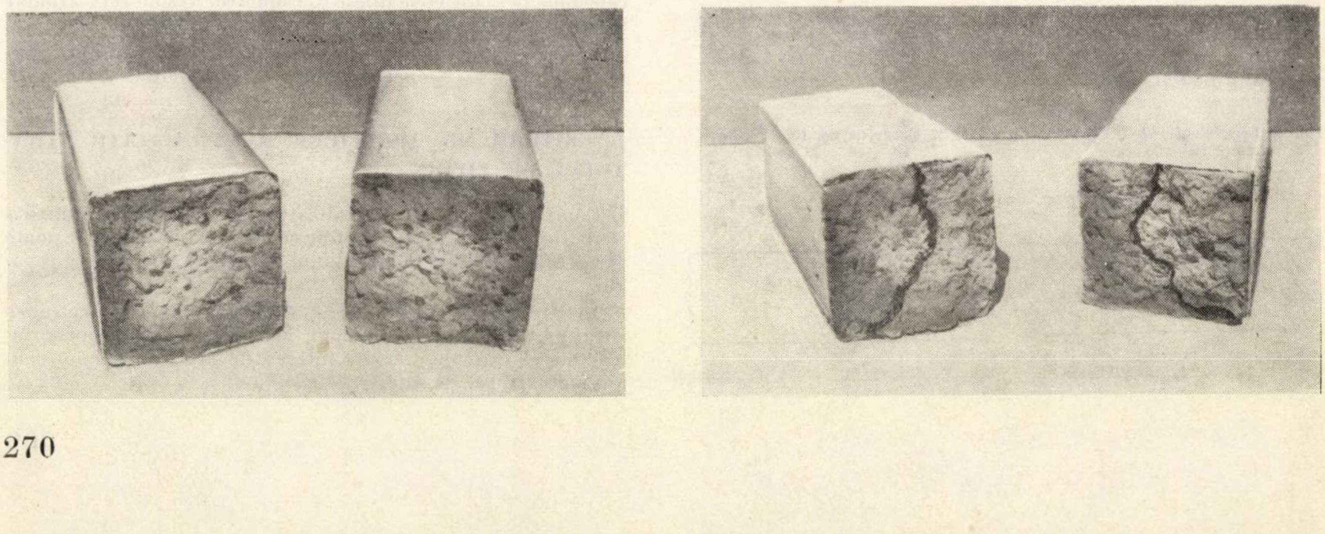


Fig. 5 şi 6. Secţiune de rupere prin beton 100% (tip II)

A. Încercări pe epruvete recondiționate de tipul A (beton vechi – beton vechi) și de tipul B (beton vechi – beton proaspăt)

a) Influența diferenței de vîrstă dintre cele două betoane ce se lipesc

Rezultatele încercărilor comparative efectuate în vederea stabilirii comportării straturilor de lipire aplicate la epruvetele de tipul A (beton vechi-beton vechi) și de tipul B (beton vechi-beton proaspăt) sînt sintetizate în tabela 2.

Compoziția pe bază de chit cu rășină C prezintă o comportare foarte bună, indiferent de vîrsta celor două betoane ce se lipesc. Valorile rezistențelor sînt oarecum diminuate, deoarece ruperea epruvetelor se face prin fragmentul de beton proaspăt turnat în continuarea stratului de lipire. Aderența acestuia nu a fost afectată de umiditatea betonului proaspăt. Se menționează că rășina respectivă este recomandată prin prospect să fie aplicată pe suprafețe umede.

Tabela 2

Influența diferenței de vîrstă dintre cele două betoane ce se lipesc, asupra eficacității lipirii

Compoziția stratului de lipire	Regim de păstrare	Tip epruvetă	Rezistența la încovoiere 28 zile (kgf/cm²)	
			Epruvete reparate	
			R_t	tip rupere
Rășină E + filer 1 :1	aer 23±3°C	A	29	I
		B	25	III
	apă	A	30	I+II
		B	24	III
Rășină C + filer 1 : 2,5	aer 23±3°C	A	30,5	I
		B	26	II+I
	apă	A	31,7	I
		B	26	I

Compoziția pe bază de rășină E realizează o legătură foarte bună între două fragmente de beton vechi legate și păstrate apoi în apă ; prezența betonului proaspăt însă diminuează aderența stratului de lipire. Slăbirea aderenței nu se poate datora incompatibilității rășinii cu umiditatea, ci unui

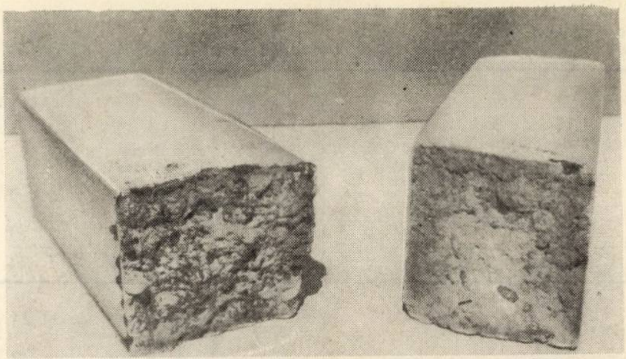
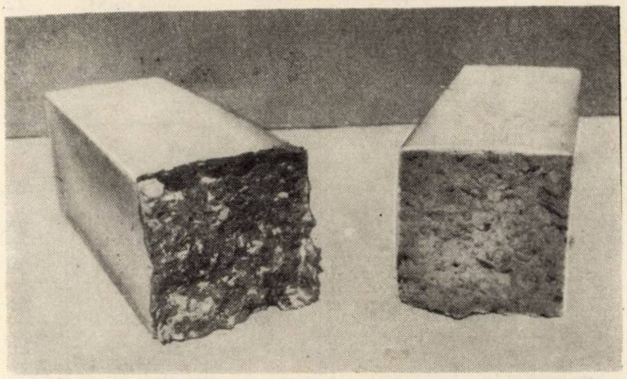


Fig. 8. Desprins strat de lipire cu urme de beton aderent (tip IV)



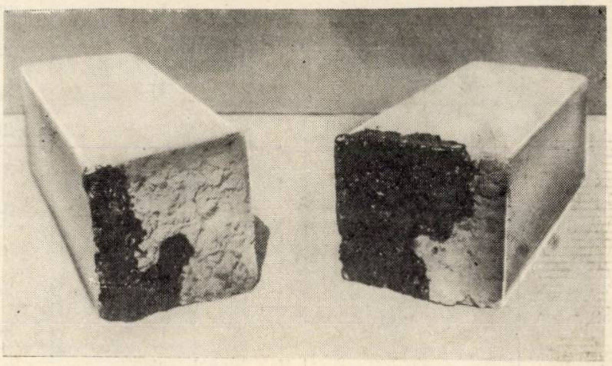


Fig. 9 și 10. Desprins strat de lipire fără urme de beton aderent (tip V)

Tabela 3

Influența rugozității stratului de beton asupra eficacității stratului de lipire

Soluția nr. (conf. tab. 1)	Tip strat de lipire	Tip rășină	Raport rășină : umplutură	Regim păstrare	Tip suprafețe	Încercare la 28 zile de la lipire				
						Epruvete lipite		Epruvete martor	Aprecierea comportării stratului de lipire	
						R_{ti} (kgf/cm²)	Tip rupere (cf. fig. 3)	R_{ti} (kgf/cm²)	$\frac{\text{col. 7}}{\text{col. 9}}$ %	comportare
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	peliculă	E	—	aer 20°C	rugoasă	24	I și II	36	66	bună
					lisă	9	V		28	nesatisfăcătoare
2	chit	E	1 :1 rășină filer	aer	rugoasă	25,4	I	36	70	foarte bună
					lisă	7,8	V		22	nesatisfăcătoare
4	chit	E	1 :0,7 rășină ciment	aer	rugoasă	19	IV	36	52	satisfăcătoare
					lisă	5,2	V		14	nesatisfăcătoare
6	chit	C	1 :2,5 rășină filer	aer	rugoasă	26	I	36	72	foarte bună
					lisă	28	I+II		77	foarte bună
7	chit	C	1 :2 rășină ciment	aer	rugoasă	25	I	36	70	foarte bună
					lisă	19,4	II		54	bună

Influenţa condiţiilor de păstrare asupra eficacităţii straturilor de lipire

Notaţie (conf. tab. 1)	Soluţia de lipire	Consum răşină (kg/m²)	Regim păstrare	R. încovoiere (kgf/cm²) şi modul de rupere la: 28 zile — Epruvete reparate R_t	Epruvete reparate rupere tip	Martor R_t	Apreciere asupra comportării stratului de lipire — col. 5 / col. 7 (%)	Comportare
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Răşină E peliculă	1,525	L = aer	24	II	33	72	bună
			A = apă	22	II şi IV	37,8	58	satisf.
			M = mixt	22	IV	31,0	71	satisf.
			E = mediu ext.	22	II + IV	32,4	69	satisf.
2	Răşină E + 10% acetonă	1,080	L	29	IV	36,7	69	satisf.
			A	25	V	42,6	60	nesatisf.
			M	25,5	IV	36	70	satisf.
			E	25,5	I + IV	33,3	77	satisf.
3	Răşină E : nisip măcinat 1 : 1	1,400	L	29	II	32,4	89	bună
			A	30	I + II	37,6	80	bună
			M	26,5	I + II	33,4	79	foarte bună
			E	28,5	I + II	29,5	96	foarte bună
4	Răşină E : ciment 1 : 0,7	1,730	L	22	V	33,5	69	nesatisf.
			A	25,3	V	38,0	65	nesatisf.
			M	25,2	IV – V	29,0	86	nesatisf.
			E	28,4	I + IV	31,2	90	satisf.
5	Răşină C peliculă	0,680	L	31,4	I	33	95	foarte bună
			A	34	I	40	85	foarte bună
			M	31,7	I	29,5	107	foarte bună
			E	30	I	31	96	foarte bună
6	Răşină C : nisip măcinat 1 : 2,5	0,730	L	30,5	I	33	92	foarte bună
			A	31,7	I	36	88	foarte bună
			M	28,0	I	25	113	foarte bună
			E	30,0	I	31	97	foarte bună
7	Răşină C : ciment 1 : 2	0,760	L	30,3	I	30	100	foarte bună
			A	32,8	I	37	88	foarte bună
			M	29,5	I	30	98	foarte bună
			E	30,0	I	28	107	foarte bună

alt fenomen ce se petrece la interfaţa răşină-beton proaspăt. Se presupune că sărurile alcaline rezultate din hidratarea cimentului nu pot difuza prin stratul impermeabil de răşină. Depunerea lor pe suprafaţa de contact răşină-beton nou poate duce la diminuarea aderenţei stratului de răşină la beton. Deoarece acest fenomen are loc şi în cazul utilizării chitului pe bază de răşină C, unde am văzut că aderenţa nu este afectată, diferenţa la comportare între cele două răşini poate fi cauzată, fie de cantitatea mai mare de filer din compoziţia răşinii C (1 : 2,5 faţă de 1 : 1) care măreşte în oarecare măsură permeabilitatea chitului şi deci posibilitatea de difuziune a substanţelor alcaline, fie de însăşi compoziţia chimică diferită a celor două răşini şi a întăritorilor respectivi.

B. Încercări pe epruvete recondiţionate de tipul A (beton vechi — beton vechi)

a) Influenţa rugozităţii stratului de beton suport asupra eficacităţii stratului de lipire

Rezultatele obţinute pot fi urmărite în tabela 3. Din urmărirea datelor acestei tabele rezultă următoarele:

— Straturile de lipire pe bază de răşină epoxidică tip E sînt ineficiente în cazul aplicării pe suprafeţe lise de beton. Aplicate pe suprafeţe rugoase prezintă aderenţă foarte bună (în special chitul cu filer de cuarţ).

— Chiturile pe bază de răşină tip C au o aderenţă foarte bună la beton vechi, indiferent dacă suprafaţa betonului este rugoasă sau lisă.

b) **Influenţa condiţiilor de umiditate a suportului (parametrul d)**

În cazul încercărilor efectuate asupra epruvetelor reparate cu straturi intermediare, pe bază de răşini epoxidice aplicate pe suprafeţe de beton uscate sau umezite în prealabil, s-au înregistrat tipuri de rupere şi valori ale R_t similare, ceea ce arată că cele două tipuri de răşini studiate dau rezultate bune şi în cazul aplicării pe suporturi umede.

c) **Influenţa condiţiilor de păstrare** (regimuri L,A,M,E,T) asupra comportării diferitelor compoziţii aplicate ca straturi de lipire, precum şi consumul de răşină calculat la m² de suprafaţă de aplicare pot fi urmărite în tabelele 4 şi 5.

Ţinînd seama de valorile rezistenţei la încovoiere precum şi de modul de rupere a epruvetelor încercate se pot face următoarele precizări :

— reacţia de polimerizare a celor două răşini epoxidice utilizate poate fi considerată ca încheiată chiar de la 7 zile de la efectuarea lipirii, deoarece valorile rezistenţelor şi modul de rupere a epruvetelor nu se modifică în ansamblul încercărilor de la 7 şi 28 zile (încercările la termenul de 180 zile sînt în curs) ;

— condiţiile de umiditate variabilă nu influenţează sensibil comportarea straturilor de lipire ;

— în cazul temperaturilor scăzute — 15°C, care intervin imediat după aplicarea straturilor de lipire (la 1 — 7 zile), compoziţia nr. 2 pe bază de răşină E + 10% acetonă îşi reduce sensibil adeziunea la betonul vechi ;

— consumul de răşină tip E este de două ori mai ridicat decît în cazul folosirii răşinii tip C, datorită vîscozităţii ridicate a primului produs.

d) **Influenţa grosimii straturilor de lipire**

Rezultatele obţinute pe epruvete lipite cu straturi intermediare de chit (răşină : filer) de grosimi variate (2 ; 5 ; 10 mm) nu prezintă diferenţieri care să permită recomandarea unei anumite grosimi între aceste limite. Din punct de vedere economic se recomandă însă grosimile minime (1—2 mm).

Tabela 6

Soluţie nr.	Tip soluţie de lipire	Epruvete rupte conf. tip, ... din nr. total al epruvetelor încercate (%)			OBS.
		Tip I şi II	Tip III şi IV	Tip V	
3	Răşină tip E+ nisip măcinat	95%	5%	—	
5	Răşină tip C —peliculă	95%	5%	—	Soluţii bune
6	Răşină tip C+nisip măcinat	100%	—	—	
7	Răşină tip C+ciment	100%	—	—	
1	Răşină tip E — peliculă	32%	65%	3%	Soluţie mediocră
2	Răşină tip E + acetonă peliculă	17,5%	65%	17,5%	Soluţii corespunzătoare
4	Răşină tip E+ciment	20%	50%	30%	

Studiile anterioare la care s-au folosit ca straturi de lipire şi mortare pe bază de răşini epoxidice şi nisipuri de carieră sort 0—1 mm sau 0—3 mm au indicat o comportare mult mai slabă a mortarelor în straturi de grosimi 4—6 mm faţă de a peliculelor sau chiturilor cu grosimi de 0,5—2,5 mm.

e) **Comportarea la îmbătrînire accelerată** a răşinilor epoxidice studiate este în curs de verificare prin expunerea unui număr de cinci epruvete recondiţionate cu fiecare din compoziţiile

Tabela 5

Influenţa temperaturilor scăzute asupra eficacităţii straturilor de lipire

Notaţie	Compoziţia stratului de lipire	Regim T −15°C	Rezistenţa la încovoiere—28 zile (kgf/cm²)				col. 4 / col. 5 %	col. 4 / col. 7 %	Comportare
			Epruvete reparate		Etalon				
			R_t	Tip rupere (fig. 3)	1	2			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	Răşină E peliculă		35	IV	39	32	90	106	bună
2	Răşină E+ 10% acetonă	−15°	21	IV	34	37	63	58	nesatisfăcătoare
3	Răşină E : filer 1 : 1	1...7 zile	38	II	39	37	97	102	foarte bună
4	Răşină E : ciment 1 : 0,7	după lipire	39,5	IV	39	39	101	101	satisfăcătoare
5	Răşină C : peliculă		51,5	I	39	45	132	114	foarte bună
6	Răşină C : filer 1 : 2,5		42,5	I	39	40	106	106	foarte bună
7	Răşină C : filer		42	I	39	44	107	95	foarte bună

Notă : Etalon 1 = epruveta întreagă, păstrată în regim similar, epruvete reparate şi încercate la aceeaşi vîrstă.
Etalon 2 = epruveta reparată, păstrată în condiţii normale — 29°C

aplicate, ca straturi de lipire, la un regim de 50 cicluri de îmbătrînire, fiecare ciclu fiind format din :

— 2 ore — duş cu apă la temperatura de 20°C ;
— 6 ore — păstrare la — 15°C ;
— 16 ore — păstrare în aer la 20°C ;
— 2 ore — păstrare la etuvă la 70°C ;
— 2 ore — duş cu apă la temperatura de 20°C ;
— 2 ore — supunere la acţiunea razelor ultraviolete ;
— 18 ore — păstrare în aer la 23°C.

Pînă în prezent (după 30 cicluri) aspectul epruvetelor indică o comportare superioară a straturilor de lipire pe bază de răşină C.

6. CONCLUZII

a) Ţinînd seama de ansamblul parametrilor variabili consideraţi, pentru recondiţionarea elementelor prefabricate sau a lucrărilor de beton cu defecte de tipul fisurilor (lipire între beton vechi şi beton vechi) se confirmă ca soluţii optime de lipire compoziţiile 3,5,6,7 (conform tabelei 6).

Cu aceste soluţii se contează pe restabilirea a 80% din capacitatea portantă a elementelor, ţinînd seamă de valorile rezistenţelor la încovoiere obţinute.

Clasificarea compoziţiilor în funcţie de eficacitatea lor va fi verificată prin încercările de lungă durată şi de îmbătrînire, care sînt în curs.

b) În cazul încercărilor de stabilire a unei legături între betonul vechi şi betonul proaspăt (defecte de tipul zonelor mari de beton segregate), chitul pe bază de răşină tip C (soluţia nr. 6) se comportă deosebit de bine, ca şi în cazul *a*) de mai sus ; chitul pe bază de răşină tip E (soluţia nr. 3) îşi diminuează capacitatea de aderenţă faţă de suprafaţa betonului proaspăt, restabilind maximum 50% din capacitatea portantă iniţială.

Urmează a se stabili prin cercetări ulterioare dacă reducerea aderenţei acestei răşini în condiţiile de mai sus se datoreşte incompatibilităţii compoziţiei sale chimice cu sărurile alcaline rezultate din întărirea betonului proaspăt sau unei alte cauze.

c) Vîscozitatea diferită a celor două răşini studiate conduce la capacităţi deosebite de înglobare a agregatelor şi respectiv la consumuri de răşină ce variază de la simplu la dublu.

d) Introducerea solvenţilor în proporţie de 10% în amestecul de răşină + întăritor, în scopul reducerii vîscozităţii şi îmbunătăţirii lucrabilităţii, are ca efect reducerea caracteristicilor mecanice ale răşinii şi majorarea contracţiei şi a capacităţii de deformare a amestecurilor respective.

e) Condiţiile variate de păstrare a elementelor reparate (umiditate relativă a aerului 65 — 100%, temperatura + 20° sau — 15°C) nu afectează eficacitatea straturilor de lipire pe bază de răşini epoxidice fără solvenţi.

Bibliografie

[1]. Rechner L., Laval G. — *Ce que le constructeur doit savoir sur les matières plastiques. I. Initiation aux matières plastiques comme matériaux de construction. II. Les matières plastiques dans l'industrie du bâtiment et des travaux publiques*, Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics, Janvier, 1964.
[2]. Warren C.K. — *Resin bonded concrete.* Bulletin RILEM, nr. 28, 1965
[3]. Kreijger P.C. — *Concrete connected to concrete by means of resins.* Raport nr. BI — 64 — 5,15 January, 1964
[4]. Blake L., Puller Strecker P. — *Epoxy resins for repair of concrete*, Bulletin RILEM nr. 28, 1965
[5]. Kriegh J. — *Protective and skid-resistent coatings for concrete bridge decks*, Bulletin RILEM nr. 28, 1965
[6]. Okada K. — *Resins for concrete in Japan.* Bulletin RILEM, nr. 28, 1965
[7]. Periale J.S. — *Membranes d'etancheité en résine pour les ponts.* Bulletin RILEM 28, 1965
[8]. Pollet H. — *Le béton a liant plastique, polyester ou araldite et sa rentabilité.* Bulletin RILEM, nr. 28, 1965
[9]. *** Colmat — Produkte
[10]. Zaharov L.V. — *Aplicarea materialelor cu polimeri la rosturile construcţiilor prefabricate.* Transportnoe stroitelstvo, nr. 6, 1964

CRONICA

Al IV-lea Congres internaţional de încălzire şi climatizare

Organizat în 1967 la Paris, de către Asociaţia inginerilor de încălzire şi ventilare din Franţa (A.I.C.V.F.) de sub preşedinţia ing. R. Dupuy, împreună cu Comitetul ştiinţific şi tehnic pentru industria de încălzire, ventilare şi condiţionarea aerului (CoSTIC) condus de ing. R. Cadiergue şi sub patronajul organizaţiei internaţionale Representatives of European Heating and Ventilating Association (REHVA), cel de al IV-lea Congres de încălzire şi climatizare a marcat o importantă etapă în progresul tehnic şi ştiinţific pe care-l parcurge profesiunea.

La reuşita acestei manifestări a contribuit activitatea depusă de organizaţiile de cercetare din Franţa, ca :

— Centrul tehnic al industriilor aeraulice şi termice (CETIAT) ;

— Centrul experimental de cercetări şi studii pentru construcţii şi lucrări publice (CEBTP) ;

— Centrul ştiinţific şi tehnic pentru construcţii (CSTB), precum şi preşedinţia de onoare acordată prof. M.A. Missenard.

La dezbaterile congresului au luat parte peste 1 500 delegaţi din 29 ţări, ceea ce demonstrează interesul mare al specialiştilor pentru această manifestare.

Congresele internaţionale în probleme de instalaţii sînt organizate la perioade de trei ani, manifestările anterioare fiind la Bruxelles 1958, Londra 1961 şi München 1964. Pentru Congresul al V-lea este propusă Copenhaga.

Programul conferinţei a durat timp de patru zile, dezbaterile avînd loc în Palatul sporturilor, alături de care se găseşte şi un pavilon de expoziţie.

La actuala conferinţă au fost fixate trei teme de discuţie şi dezbaterile s-au încheiat pentru fiecare din aceste teme cu discuţii la o masă rotundă, unde animator a fost ing. Cadiergue.

La prima temă, „*Alegerea sistemelor de condiţionarea aerului*", conducerea şedinţei a fost asigurată de dl. P. Touzard şi au fost prezentate 21 de referate.

La dezvoltarea tehnicii condiţionării aerului în ultimii ani, a contribuit mult progresul realizat de industrie şi transformările considerabile în construcţia clădirilor cu privire la arhitectură, materiale şi metode de construcţie.

În tehnica climatizării conlucrează specialişti în încălzire, frigotehnie, automatică şi aeraulică, însă caracterul instalaţiei este definit de sistemul aeraulic.

În prezent, în condiţionarea aerului se confruntă sistemele centrale, locale şi intermediare şi se dovedeşte că fără a se exclude între ele, acestea sînt simultan valabile. Ele au domenii de aplicare proprii şi adaptarea lor se face ţinînd seamă de natura construcţiei, condiţiile climatice exterioare şi interioare, disponibilităţile de energie şi condiţiile economice.

Din referatele prezentate a reieşit că, deşi în diferite ţări sînt în curs numeroase cercetări, iar metodele analogice şi aplicarea calculatoarelor electronice contribuie la concluziile foarte valoroase ce se pot trage din această muncă, mai sînt încă numeroase teme deschise asupra cărora cooperarea internaţională a specialiştilor este necesară.

În cadrul celei de-a doua teme „*Problemele economice ale încălzirii*", au fost prezentate 14 referate, iar conducerea şedinţei a avut-o dl. P. Bertrand.

Din referate şi discuţii se pot desprinde unele probleme care se frămîntă pe plan internaţional şi asupra cărora viitorul trebuie să se pronunţe.

Astfel, este necesar să se reconsidere studiile făcute cu privire la consumul de apă caldă menajeră, cifrele statistice prezentate indicînd diferenţe care depăşesc de 2 sau 3 ori valorile uzuale la noi.

Problema izolării termice a clădirilor trebuie revăzută în lumina perspectivelor deschise de încălzirea electrică a locuinţelor.

Calculele economice care fundamentează alegerea unei soluţii de încălzire nu ţin seamă de dinamica preţurilor la materiale şi salarii şi astfel valabilitatea lor este discutabilă.

Pentru o mai raţională folosire a energiei se pune problema dacă nu ar fi mai economic să se combine încălzirea colectivă cu o încălzire locală, care să satisfacă necesităţile de vîrf.

Cele 14 referate prezentate în cadrul temei *,,Încălzire și climatizare pentru plante''*, ce a fost dezbătută în ultima parte a congresului, condusă de prof. Lemoyne de Forje, au tratat o aplicaţie industrială de mare viitor a instalaţiilor de încălzire şi condiţionare.

In construcţia serelor, problemele de ambianţă sînt mai complexe, în afara factorilor climatici intrînd în consideraţie efectele luminii şi procesele de fotosinteză, ceea ce face necesară o reglare foarte precisă şi variată a instalaţiilor.

Studiile în horticultură cu privire la lumină, temperatură, umiditate, conţinut de CO_2, curenţi de aer etc. sînt încă în desfăşurare şi încheierea lor este îngreunată de reacţiunile lente şi de multe ori invizibile ale plantelor. De asemenea, ca şi la organismul uman, există o mare interdependenţă a diverşilor factori care provoacă reacţia vegetalelor şi aceasta nu poate fi uşor clasificată. Conferinţa a ocazionat o confruntare a părerilor specialiştilor în horticultură şi instalaţii, care dacă va continua va duce la rezultate fructuoase.

În cadrul celor trei teme discutate au fost numeroase intervenţii din care rezultă că metodele tradiţionale de calcul nu mai dau astăzi deplină satisfacţie. Din mai multe sisteme de instalaţii trebuie adesea făcută alegerea celui mai economic, la randament echivalent.

Asemenea studii de optimizare necesită folosirea de ordinatoare şi astfel modul nostru de gîndire în domeniul încălzirii şi climatizării este pe cale de a se schimba folosind ,,informaţia automatică''.

De altfel, nici prelucrarea datelor meteorologice nu se mai poate concepe azi fără folosirea maşinilor electronice de calcul.

La încheierea lucrărilor, congresul a onorat personalitatea ştiinţifică a d-lor prof. W. Raiss (R.F.G.), prof. G. Burnay (Belgia) şi ing. Cadiergue (Franţa), cărora le-a acordat Medalia de aur pentru climat artificial.

Participanţii la congres au avut şi ocazia de a vizita Expoziţia internaţională de încălzire şi ventilare organizată cu această ocazie într-un pavilion de 30 000 m² suprafaţă, unde au expus peste 300 de firme din diverse ţări, şi de a participa la o serie de excursii cu caracter tehnic, vizitînd Centrul de cercetări ştiinţifice de la Saint Rémy, ca şi o serie de lucrări realizate de specialiştii francezi.

Ing. D. Ghiţescu

RECENZII

VOLUMUL 26 AL MEMORIILOR ASOCIAŢIEI INTERNAŢIONALE A PODURILOR ŞI STRUCTURILOR

Volumul 26 (1966) al Memoriilor Asociaţiei Internaţionale a Podurilor şi Structurilor este un volum omagial dedicat profesorului Fritz Stüssi, care a prezidat timp de 16 ani asociaţia. Volumul cuprinde o scurtă prefaţă omagială, apoi un număr de 36 de articole şi, în sfîrşit, lista celor 179 de lucrări publicate de F. Stüssi în perioada 1930—1936. Lectura titlurilor acestor lucrări ilustrează în modul cel mai concludent vastitatea preocupărilor autorului în aproape toate problemele comportării şi calculului construcţiilor, în domeniul istoriei construcţiilor, în problemele educaţiei inginerilor etc. şi atestă locul deosebit pe care F. Stüssi îl ocupă în ştiinţa construcţiilor.

Lucrările apărute în volum au preocupări eterogene, abordînd probleme foarte variate, ca : statica şi stabilitatea structurilor din bare în diferite stadii de solicitare, calculul plăcilor plane sau curbe, comportarea şi calculul elementelor din beton, beton armat şi oţel, încercări pe modele, protecţia contra focului, dispoziţii constructive, descrieri ale unor construcţii remarcabile şi probleme de economicitate.

Dintre lucrările dedicate staticii liniare a structurilor din bare, cele ale lui F. Correia de Araùjo (Portugalia), K.Sattler (Austria) şi J. Michalos (S.U.A.) sînt bazate pe aplicarea calculului matricial, respectiv la metoda deplasărilor (primele două lucrări) şi la metoda eforturilor. Dezvoltările prezentate pun în evidenţă utilitatea adoptării calculului matricial în statica construcţiilor, constituind un argument pentru extinderea acestor preocupări şi în ţara noastră. O altă lucrare din această categorie, datorită lui T. van Langendonck (Brazilia), abordează calculul reţelelor oblice de grinzi, aducînd o sistematizare interesantă a calculelor. În fine, lucrarea lui D.T.Wright (Canada) se ocupă de studiul sistemelor reticulare spaţiale, prin reducerea problemei la aceea a unui continuu echivalent.

Dintre lucrările dedicate staticii structurilor în stadiul plastic, articolul de sinteză al lui J. Baker şi J. Heyman (Marea Britanie) prezintă principiile şi dezvoltarea istorică ale calculului în stadiul plastic în Marea Britanie, lucrarea lui H. Rüsch (R.F.G.) face o discuţie critică asupra justeţii aplicării calculului în stadiul plastic la studiul structurilor din beton armat, iar lucrarea lui E.Anderheggen şi B. Thürlimann (Elveţia) este dedicată unor preocupări de natură mai modernă : obţinerea unor soluţii optime, folosind programarea liniară, pentru calculul în stadiul plastic.

Dintre lucrările dedicate problemei stabilităţii structurilor, articolul lui H. Beer (Austria) analizează problema considerării imperfecţiunilor în calculul de stabilitate, articolul lui P. Dubas (Elveţia) se referă la voalarea inimilor rigidizate ale grinzilor, acela al lui A.Hrenikoff (Canada) se ocupă de flambajul barelor de oţel în stadiul plastic, iar acela al lui A. Ilinen (Finlanda) studiază rezistenţa barelor de lemn comprimate.

Dintre lucrările dedicate calculului plăcilor plane şi curbe în stadiul elastic, lucrarea lui P. Gravina (Brazilia) abordează plăcile plane circulare rigidizate după raze şi cercuri. Se remarcă în acelaşi domeniu o interesantă contribuţie românească datorită acad. A. Beleş şi dr. ing. M. Soare referitoare la calculul plăcilor curbe în teoria de momente.

Dintre lucrările dedicate calculului plăcilor plane în stadiul plastic, articolul lui Ch. Massonnet (Belgia) abordează problema dificilă a calculului plăcilor elasto-plastice, iar acela al lui A.Cornelis (Belgia), în mare măsură o continuare a precedentului, analizează efectul fisurării asupra distribuţiei eforturilor într-o placă de beton armat.

Un număr relativ mare de lucrări abordează problemele specifice elementelor din beton şi beton armat. Articolul lui J.F.Borges (Portugalia) analizează aspecte teoretice şi experimentale ale fisurării şi rigidităţii grinzilor de beton armat, articolul lui D. Mc.Henry (S.U.A.) este dedicat unor probleme de reologie a betonului, articolul lui A.M. Neville (Canada) face o sinteză a principalelor probleme legate de rezistenţa betonului la solicitări de durată, articolul lui L. Palotàs (Ungaria) analizează siguranţa la fisurare a elementelor din beton armat, articolul lui J.R. Robinson (Franţa) prezintă dezvoltări teoretice asupra calculului elementelor de beton armat răsucite, articolul lui J.R. Sims, N.W. Krahl şi S.P.Victory jr. (S.U.A.) prezintă rezultatele unor încercări triaxiale pe epruvete cilindrice din mortar şi ciment pur, iar articolul lui G. Wästlund (Suedia) analizează rezistenţa betonului turnat în pereţi verticali.

Dintre lucrările dedicate structurilor metalice, lucrarea lui F. Campus (Belgia) face un studiu teoretic de sinteză al încovoierii în stadiul elasto-plastic al elementelor din oţel moale, lucrarea lui P.A.Lorin (Franţa) se ocupă de importanţa deformaţiilor pentru siguranţa structurilor din oţel, lucrarea lui H. Louis (Belgia) analizează rezistenţa la oboseală a structurilor sudate, lucrarea lui G. Winter şi A. L. Johnson (S.U.A.) prezintă un studiu referitor la utilizarea oţelului inoxidabil ca material de construcţie, lucrarea lui O. Steinhardt (R.F.G.) prezintă o privire asupra stadiului actual al tehnicii de asamblare în construcţiile metalice, iar lucrarea lui C.F. Kollbrunner (Elveţia) tratează problema rezistenţei la incendiu a structurilor metalice.

O serie de alte lucrări sînt dedicate unor probleme diverse. Dintre acestea, articolul lui D. Sfinţescu (Franţa) prezintă un studiu al efectelor vîntului asupra structurilor metalice înalte, lucrarea lui K. Széchy (Ungaria) propune o metodă de evaluare a eforturilor apărute la bătaia piloţilor din beton armat, iar lucrarea lui G. Oberti (Italia) prezintă o sinteză a încercărilor statice şi dinamice pe modele efectuate la Institutul de studii experimentale pe modele şi structuri din Bergamo.

Lectura volumului este interesantă şi utilă inginerilor constructori, atît prin detaliile referitoare la diferitele direcţii de specialitate, cît şi prin crearea unor imagini de ansamblu asupra stadiului şi nivelului actual al preocupărilor specialiştilor din diferite ţări.

Ing. H. Sandi

STUDII ŞI CERCETĂRI INCERC, nr. 1, 2 ŞI 3/1967

1. **În volumul I — Betoane Mortare** se publică rezultatele unor studii şi cercetări privind problemele legate de unele proprietăţi ale betoanelor şi accelerarea întăririi acestora prin diferite procedee de tratare termică, la confecţionarea elementelor prefabricate de beton armat.

Astfel, în articolul ,,Accelerarea întăririi betoanelor din elemente prefabricate prin tratare termică în tipare încălzitoare''se prezintă influenţa diferiţilor factori (ciclul de tratare termică, modul de alcătuire a tiparului, raportul a/c, păstrarea ulterioară a betonului) asupra rezistenţelor betonului la sfîrşitul tratării termice şi la 28 de zile.

În lucrare se dau indicaţii utile asupra modului de conducere a tratării termice astfel încît să se obţină, o dată cu scurtarea duratei acesteia, o reducere a consumului de abur tehnologic şi asigurarea unei calităţi cît mai bune şi mai uniforme a betonului.

Articolul ,,Influenţa adaosului de plastifiant dispersant asupra curgerii lente la compresiune şi asupra contracţiei betoanelor uşoare cu granulit'' tratează comparativ deformaţiile de contracţie şi curgere lentă la solicitări de compresiune a betoanelor de granulit, cu şi fără plastifiant, pe o perioadă de 14—600 zile, punînd în evidenţă o uşoară creştere a acestor deformaţii la betoanele cu plastifiant.

În al treilea articol, ,,O metodă rapidă pentru evaluarea mărcii betoanelor'', se prezintă cercetările care au stat la baza unei metode de evaluare a rezistenţei betonului la 28 de zile de întărire normală, prin încercări la patru ore ale unor epruvete supuse unei tratări termice specifice în tipar etanş la 100°C.

Articolul ,,Comportarea în betoane a cimenturilor cu rezistenţe iniţiale mari'' tratează proprietăţile betoanelor realizate cu cimenturile RIM.200, RIM.300 şi RIM.400 şi influenţa diferiţilor factori (cantitatea de apă de amestecare, regimul de păstrare, procedee de accelerare a întăririi) asupra acestor proprietăţi, indicîndu-se duratele necesare, în ore, pentru obţinerea anumitor rezistenţe, în funcţie de dozaj, pentru fiecare tip de ciment.

În ultimul articol, ,,Tratarea termică a betoanelor în cuve de aburire la 80°C'', se prezintă aspecte ale accelerării întăririi betoanelor prin tratare termică în cuve de aburire, influenţa diferiţilor factori (natura şi dozajul cimentului, raportul a/c, modul de alcătuire a tiparului, ciclul de tratare termică, dimensiunile epruvetelor) asupra proprietăţilor fizico-mecanice ale betoanelor mai frecvent utilizate în industria prefabricatelor de beton. În lucrare se dau recomandări pentru conducerea ciclului de tratare termică, astfel încît să se asigure o calitate corespunzătoare a produselor şi să se obţină rezistenţele cerute.

2. **Volumul al II-lea** cuprinde şase articole din domeniul: **Mecanica construcţiilor. Încercări şi măsurări în construcţii,** tratînd o serie de probleme de calcul şi îmbinare a elementelor de construcţii metalice din profile cu pereţi subţiri, probleme de comportare la solicitări dinamice a unor elemente de construcţie şi a unor clădiri, precum şi probleme de măsurare a deformaţiilor specifice în construcţii.

Astfel, în primul articol, ,,Îmbinarea prin sudare a profilelor din tablă subţire fasonate la rece'', se analizează procedeele de sudare prin presiune şi prin topire (electronituire, sudare manuală cu electrozi, sudare electrică automată sub flux sau în mediu de CO_2), cele mai adecvate pentru îmbinarea profilelor din tablă subţire la elementele de construcţii, dîndu-se indicaţiile necesare pentru dimensionare, alcătuire, tehnologia de execuţie şi condiţii de recepţie.

Al doilea articol, ,,Particularităţile de comportare şi de calcul ale grinzilor cu zăbrele şi ale panelor din bare cu pereţi subţiri armate la rece'', prezintă unele particularităţi de comportare a barelor cu pereţi subţiri, în ce priveşte formele complexe de instabilitate (flambaj cu voalare, flambaj prin încovoiere-răsucire etc.) şi modificarea caracteristicilor mecanice ale materialului.

De asemenea se discută critic, pe baza unui bogat material consultat, cele două grupe de metode de calcul cunoscute şi adoptate în diverse prescripţii străine — bazate pe conceptul barei ideale cu introducerea ulterioară a efectului imperfecţiunilor şi cele bazate pe conceptul barei reale. Se analizează prevederile acestor metode de calcul în cazul diferitelor solicitări: la întindere, compresiune centrică şi încovoiere, în vederea adoptării în ţara noastră a unor instrucţiuni tehnice pentru calculul elementelor din bare cu pereţi subţiri.

Articolul ,,Încercări dinamice la pereţi despărţitori din PFL'' expune încercările dinamice efectuate asupra unor pereţi despărţitori executaţi din panouri compuse din două membrane de plăci fibrolemnoase, pentru determinarea condiţiilor tehnice de recepţie a pereţilor despărţitori, care să asigure evitarea degradării sau deformării lor în cazul unor loviri.

În articolul ,,Măsurarea deformaţiilor specifice în elementele de construcţie din beton, cu ajutorul traductoarelor electrice rezistive (TER) protejate cu materiale plastice'' se prezintă caracteristicile a trei tipuri de traductoare româneşti — bazate pe folosirea tensometriei electrice rezistive — confecţionate la INCERC, pentru determinarea stării de deformaţii şi eforturi din interiorul betonului, inclusiv tehnologia lor de confecţionare şi rezultatele verificării lor la încercări statice sau dinamice.

Articolul ,,Cercetări cu privire la fundamentarea calculului cadrelor lamelare'' prezintă rezultatele unor cercetări experimentale fotoelastice şi ale proprietăţilor de deformaţie ale cadrelor lamelare, care justifică adoptarea acestui tip de structură, cu avantaje deosebite pentru comportarea la solicitări seismice, prin capacitatea mare de absorbire a energiei, datorită flexibilităţii riglelor. Rezultatele obţinute au permis obţinerea unei metode practice de calcul al cadrelor lamelare, prin completarea relaţiilor de calcul stabilite teoretic, cu coeficienţi de corecţie determinaţi experimental.

În ultimul articol, ,,Studii experimentale asupra deformării dinamice a clădirilor înalte'' se dă o sinteză a rezultatelor experimentale obţinute cu privire la caracteristicile dinamice (perioada proprie fundamentală, forme proprii fundamentale etc.) ale structurilor de clădiri cu multe niveluri, prin măsurători efectuate pe circa 50 de construcţii diferite (din panouri mari, din beton monolit etc.), trăgîndu-se concluziile pentru proiectarea antiseismică a tipurilor de clădiri studiate.

3. **Volumul III: Beton armat. Beton precomprimat** cuprinde un material unitar de specialitate, şi anume: ,,Îndrumări pentru utilizarea în elemente de construcţie din beton precomprimat a armăturilor pretensionate din sîrme de oţel amprentate SBP.I.A şi din toroane pentru beton precomprimat TBP''.

Aceste îndrumări, bazate pe cercetările efectuate de INCERC în colaborare cu uzina Industria Sîrmei din Cîmpia Turzii, constituie un preţios ajutor pentru introducerea în proiectarea betonului precomprimat a unor noi tipuri eficiente de armături din oţeluri de înaltă rezistenţă, încît cuprind toate datele de calcul şi proiectare după metoda stărilor limită, a elementelor de beton precomprimat.

★

Articolele cuprinse în cele trei broşuri — Studii şi cercetări INCERC, prezentate mai sus, cuprind un bogat material documentar şi experimental din variatele domenii ale preocupărilor cercetătorilor din INCERC, care sînt puse la dispoziţia proiectanţilor şi executanţilor din construcţii, aducînd o preţioasă contribuţie la informarea acestora asupra problemelor de tehnică nouă.

Puhalski G.B., Savin M.I., Pinaev I.F.

KOMPLEKSNÎE KRUPNOPANELNÎE OGRAJDAIUȘCIE KONSTRUKȚII PROMÎȘLENNÎH ZDANII

(Elemente despărțitoare complexe din panouri mari pentru clădiri industriale)

Kiev, Budivelnik, 1967, 143 pag.,
36 fig., 34 tabele

Plăcile de acoperiș și elementele pentru pereții clădirilor industriale încălzite au o pondere foarte mare în ansamblul elementelor prefabricate, reprezentînd 35% din volumul total de beton armat prefabricat produs în U.R.S.S.

Utilizarea elementelor despărțitoare sub formă de panouri mari pentru pereții și acoperișurile halelor industriale contribuie la reducerea prețului de cost al construcțiilor, la reducerea duratei de execuție, creșterea productivității muncii și a gradului de mecanizare a lucrărilor de construcție-montaj.

În R. S. S. Ucraineană, panourile mari pentru pereți și pentru acoperișuri se folosesc de mai mulți ani la clădiri industriale neîncălzite și încălzite, însă termoizolația se aplică în general direct pe șantier. Executarea lucrărilor de termoizolare, precum și a celor de hidroizolare și aplicare a barierelor de vapori direct pe șantier măresc consumul de manoperă, costul și durata construcției și înrăutățesc calitatea lucrărilor de construcție.

Cea mai eficientă soluție pentru pereți și acoperișuri de hale industriale o reprezintă panourile despărțitoare complexe, finisate complet din fabrică, care comasează funcțiunea portantă cu aceea de izolare termică, hidrofugă și de barieră de vapori, astfel că pe șantier nu mai este necesar decît să se facă montajul și etanșarea rosturilor verticale și orizontale.

Г. В. ПУХАЛЬСКИЙ, М. И. САВИН, И. Ф. ПИНАЕВ
Комплексные
крупнопанельные
ограждающие
конструкции
промышленных
зданий

Lucrarea prezintă realizările obținute în R. S. S. Ucraineană în problemele proiectării, producerii și utilizării panourilor mari complexe pentru pereții și acoperișurile clădirilor industriale precum și perspectivele de viitor ale acestor tipuri de elemente de construcție.

Un capitol al lucrării tratează problema tehnologiei de fabricație a panourilor mari de pereți și acoperiș, prezentîndu-se diferite scheme tehnologice: pe stand cu agregate în lanț, cu combine de betonare de tip STASA și în conveier. Pentru acest din urmă procedeu tehnologic se dau scheme de linii de fabricație cu camere de aburire cu acțiune continuă, verticale și orizontale cu traseu poligonal, acestea din urmă considerîndu-se mai avantajoase.

Ultimul capitol al lucrării expune o serie de aplicații ale panourilor mari de pereți și acoperiș la clădiri industriale din R. S. S. Ucraineană.

Ținînd seamă de faptul că în ultimul timp în țara noastră se acordă un mare interes problemei utilizării panourilor mari pentru pereți de hale industriale, lucrarea poate constitui un material documentar interesant pentru cadrele tehnice din institutele de proiectare, întreprinderile de execuție și fabricile de prefabricate.

Lucrarea nu are însă pretenția să epuizeze problema panourilor mari pentru pereți și acoperișuri de hale industriale, ceea ce explică absența soluțiilor cu panouri mari verticale care se aplică curent în practica S. U. A. și au cunoscut și aplicații la pereți de hale industriale din țara noastră.

Ing. G. Calmanovici

SHOTCRETING — SYMPOSIUM SAN FRACISCO (Betonul torcretat — Simpozion la San Francisco) American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1966, 223 p.

În vederea revizuirii standardului ACI 805—51 ținînd seama de progresele recente în domeniul betonului torcretat, s-a desfășurat la San Francisco un simpozion la care o serie de specialiști în problema respectivă au prezentat un număr de 13 referate cuprinzînd aspecte legate de utilizarea betonului torcretat, a utilajului pentru punere în operă, a proprietăților materialelor, etc., care se publică în lucrarea recenzată.

Betonul torcretat se aplică prin presiune, amestecul de ciment și nisip întîlnindu-se cu apa în duza de ieșire (beton torcretat uscat). Recent a fost pus la punct un nou procedeu tehnic prin care toate componentele, inclusiv apa, se amestecă înainte de a intra în furtunul prin care se proiectează (beton torcretat umed).

Betonul torcretat se utilizează cu succes pentru construcții noi cu pereți subțiri, pentru reparații și pentru căptușeli subțiri peste construcții existente. Cu tot costul unitar ridicat, el este în multe cazuri mai economic decît betonul obișnuit.

Dacă pînă în ultimul timp betonul torcretat era preparat numai cu agregate fine și aplicat în straturi subțiri, în ultimii 20 de ani a început să se utilizeze beton torcretat cu agregate mari (pînă la cca 30 mm) aplicat în straturi cu grosimea pînă la 15 cm. Acest nou tip de beton torcretat și-a găsit aplicații la pînze subțiri pentru acoperișuri, la căptușeli de tunele și puțuri și excavații deschise. Utilizarea betonului torcretat este deosebit de avantajoasă la tunele, unde acesta poate fi aplicat pe măsura excavării secțiunii, servind ca mijloc de consolidare temporară, în timp ce în cazul utilizării de consolidări metalice este necesară excavarea secțiunii.

Betonul torcretat umed s-a dezvoltat intens în S.U.A începînd din anul 1950. Într-unul din referate se prezintă o aplicație a betonului torcretat umed la construcția unui acoperiș ondulat la care betonul torcretat s-a combinat cu betonul armat obișnuit.

Betonul torcretat a fost aplicat cu succes la lucrări de reparații ale cheiurilor portului San Francisco, unde s-a dovedit sensibil mai economic decît betonul obișnuit, în special datorită facilității de acces la zonele de lucru.

La construcția unui tunel din S.U.A. s-au aplicat căptușeli cu grosimea de cca 15 — 20 cm realizate din beton torcretat în straturi succesive. Fiecare strat a fost armat individual cu plase sudate, obținîndu-se în final o construcție omogenă, care a dovedit o bună aderență între straturile componente.

Betonul torcretat s-a aplicat pe scară largă la construcția rezervoarelor de mici dimensiuni, în timp ce la cele de mari dimensiuni este mai avantajos betonul precomprimat obișnuit. Autorul unuia din referate arată că pereții rezervoarelor se realizează utilizînd cofraje doar pe o față și aplicînd straturi succesive de cca 5 cm grosime. La acoperișurile rezervoarelor s-au realizat cupole cu diametrul pînă la cca 43 m, cu grosimea de cca 6 cm și chiar 5 cm, însă autorul consideră că nu este indicat să se micșoreze grosimea sub 7,5 cm, din considerente de asigurare a protecției armăturii.

Un alt referat prezintă rezervoare de mare capacitate la care betonul torcretat se aplică peste diafragme metalice.

În S.U.A. se utilizează și betoane torcretate ușoare cu densitatea de cca 1400 — 1900 kg/m^3 și rezistența la compresiune de minimum 175 kg/cm^2. Aceste betoane se prepară în special cu granulit sau șisturi expandate. Betoane torcretate ușoare s-au utilizat la căptușeli de cuptoare, elemente structurale pentru clădiri înalte, protecția contra incendiului a grinzilor metalice etc. Betonul torcretat se utilizează pe scară largă și la aplicarea căptușelilor refractare la furnale, turnătorii etc.

Un referat prezintă rezultatul cercetărilor de laborator asupra proprietăților betoanelor torcretate uscate și umede. Ambele categorii de betoane torcretate au dat rezultate bune, cele uscate prezentînd însă o durabilitate superioară.

În partea finală a lucrării se dă un glosar de termenii utilizaţi în tehnica betonului torcretat, precum şi prescripţiile americane ACI 506—66 pentru punerea în operă a betonului torcretat.

Lucrarea recenzată pune la dispoziţia inginerilor şi tehnicienilor de pe şantiere şi din institutele de cercetări, precum şi a cadrelor didactice şi studenţilor din institutele de învăţămînt superior un material deosebit de amplu şi de actual asupra betonului torcretat.

Ing. G. Calmanovici

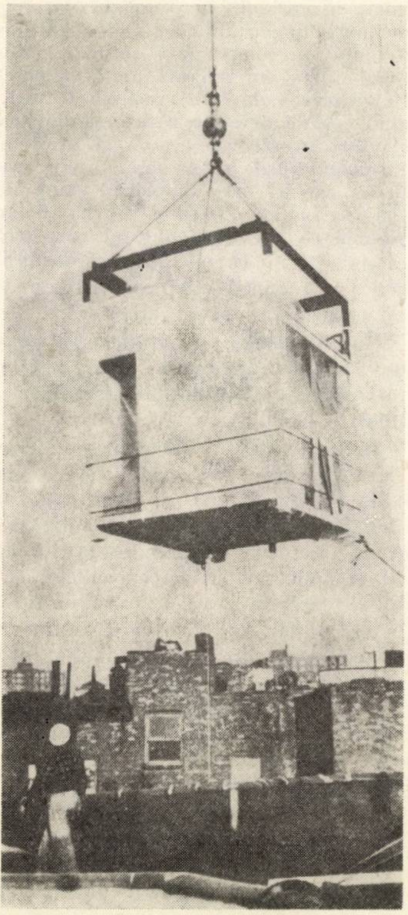
DOCUMENTARE

PROCEDEU ORIGINAL DE MODERNIZARE A IMOBILELOR INSALUBRE

La New York s-a experimentat recent un procedeu rapid de prefabricare pentru modernizarea imobilelor vechi şi insalubre, lipsite de instalaţii de apă şi canalizare, precum şi de băi şi bucătării modern utilate.

Experimentarea a fost precedată de o pregătire care a durat peste un an şi a antrenat o cheltuială de peste un milion de dolari. Imobilul cu 5 niveluri pe care s-a făcut experimentarea avea o vechime de 72 de ani şi era locuit de 12 familii. Acestea au fost mutate din imobil la hotel timp de 48 de ore, după care s-au întors în apartamentele modernizate. Costul modernizării prin procedeul rapid de prefabricare utilizat este de 11 000 de dolari pe apartament faţă de 13 200 dolari în cazul procedeelor tradiţionale de modernizare şi de 21 000 de dolari pentru o construcţie nouă.

Fig. 1—**Element prefabricat spaţial de baie şi bucătărie în timpul montajului**



În afară de avantajul economic sub aspectul reducerii investiţiei iniţiale şi alte avantaje băneşti, se reduce sensibil timpul în care locatarii nu pot locui în imobil din cauza lucrărilor de construcţie. În imobilul insalubru modernizat s-au introdus elemente prefabricate spaţiale care cuprind baia, bucătăria, instalaţia de încălzire şi instalaţia electrică. Elementele prefabricate spaţiale au fost confecţionate la o unitate specială şi aduse cu remorci pe şantier.

Aci, ele au fost ridicate cu o macara mobilă pînă deasupra clădirii şi coborîte apoi la locul lor printr-o gaură cu dimensiunile de cca 2,5 × 2,5 m practicată prin acoperiş şi prin planşeul fiecărui etaj. După ce elementele prefabricate spaţiale au fost aşezate în poziţia lor, instalatorii de apă şi electricienii au executat legăturile necesare. Odată cu dotarea imobilului cu băi şi bucătării moderne s-au înlocuit şi uşile şi ferestrele, s-au aplicat pe pereţi plăci de tencuială uscată căptuşite cu material plastic, iar peste pardoselile vechi s-au aplicat plăci din aşchii de lemn lipite cu răşini sintetice. La toate lucrările s-au utilizat scule mecanizate, cum ar fi fierăstraie electrice, ciocane mecanizate pentru bătut cuie etc. Datorită gradului ridicat de prefabricare şi utilizării de procedee mecanizate pe şantier, s-a reuşit să se execute întreaga lucrare într-un timp foarte scurt de 47 ore, 52 minute şi 24 secunde

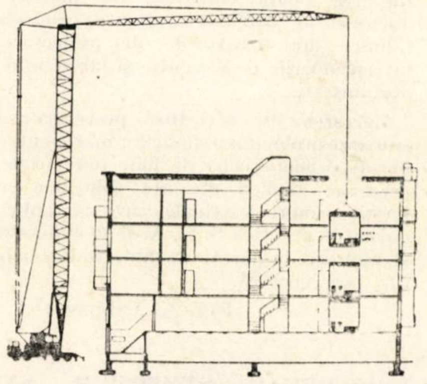


Fig. 2—**Schema introducerii elementelor prefabricate spaţiale în imobilul insalubru în curs de modernizare**

Pe şantier au lucrat în mai multe schimburi pe zi peste 300 de muncitori.

Inginerii care au elaborat noul procedeu de modernizare a imobilelor insalubre consideră că durata de execuţie de 48 de ore realizată la experimentare pune în evidenţă posibilităţile sistemului şi avantajele gradului ridicat de prefabricare, însă că pentru viitor este mai indicată o durată de 5 zile, care va permite să se lucreze într-un singur schimb pe zi şi fără o concentrare excesivă de forţe de muncă.

După „*Industrialised Building*" nr. 7/1967

PODUL SUSPENDAT PESTE TAGE DE LA LISABONA

Recent a fost dat în exploatare la Lisabona un pod peste fluviul Tage care, cu lungimea sa totală de 2278 m, şi cu deschiderea liberă de 1013 m, este cel mai lung pod suspendat din Europa, iar în toată lumea nu este depăşit decît de podul Verrazano din New York în ceea ce priveşte deschiderea liberă (1298 m) şi de podul Mackinak în ceea ce priveşte distanţa între masivele de ancoraj (2543 m).

Podul propriu-zis are şase deschideri : o deschidere centrală de 1013 m între doi piloni cu fundaţiile în albia fluviului, două deschideri laterale simetrice de 483 m pînă la două culee fundate pe mal şi trei deschideri de mal de cca 100 m fiecare. Suprastructura podului este formată dintr-un tablier metalic cu lăţimea totală de 23,50 m rezemat pe talpa superioară a unei grinzi de rigidizare. Partea carosabilă cuprinde şase benzi de circulaţie. În viitor se prevede ca în interiorul grinzii de rigidizare să se construiască o cale ferată electrificată cu două linii.

Pilonii principali de oţel au greutatea de 6000 tone şi se ridică pînă la înălţimea de 190 m peste nivelul apei. Montajul s-a executat din tronsoane de 10 m înălţime, greutatea fiecărui element ajungînd pînă la 50 tone. Fundaţiile pilonilor au fost executate prin sistemul de cheson deschis, aducînd prin plutire chesoane metalice care au servit de cofraj şi care au fost umplute apoi parţial cu beton şi scufundate. Fundarea pilonului sud s-a făcut la o adîncime de 82,5 m sub nivelul apei, din care 52,5 m au fost străbătuţi prin mîl, nisip şi pietriş.

Partea superioară a chesonului metalic pentru pilonul sud avea dimensiunile în plan de 40 × 23 m şi înălţimea de 12 m, greutatea fiind de cca 1100 t. Aceasta a fost adusă tot prin plutire cu ajutorul unor elemente auxiliare în care s-a insuflat aer comprimat la 14 kg/m^2. Pentru pilonul nord, partea superioară a chesonului a avut dimensiuni mai reduse : de 40 × 18 m.

Masivele de ancorare a cablurilor sînt formate din două blocuri de beton armat cu greutatea de 162 000 t pentru masivul nord şi 100 000 t pentru masivul sud, capabile să reziste la un efort orizontal de aproape 25 000 tone. În fiecare masiv sînt încastrate 74 de bare de ancorare de la care pornesc cablurile principale.

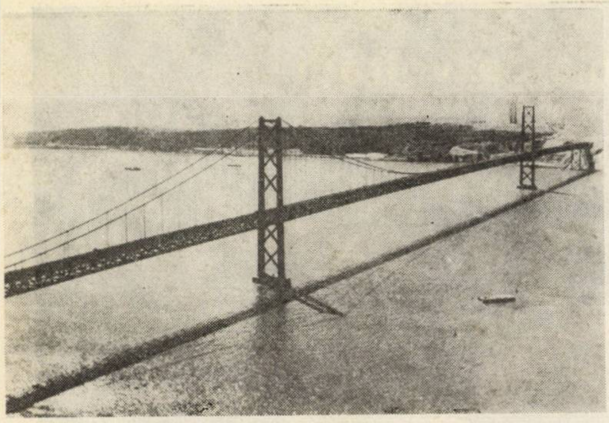


Fig. 3 Vedere generală a podului

Cele două cabluri purtătoare cu diametrul de 56,8 cm sînt formate din cîte 11 248 fire de oţel de înaltă rezistenţă ($\sigma_R = 156\ \mathrm{kg/mm^2}$) cu diametrul de 5 mm, dispuse paralel şi alcătuite din fascicule mai mici de cîte 304 fire fiecare. Pentru întregul pod s-au utilizat 54 000 km de fire cu o greutate totală de cca. 8 300 t. Firele au fost compactate radial cu prese hidraulice şi coliere de oţel turnat de care au fost agăţaţi tiranţii de prindere a tablierului. În final, cablurile purtătoare au fost înfăşurate cu un fir de oţel în spirală şi protejate cu un strat gros de vopsea specială.

Grinda de rigidizare a fost solidarizată de cablurile purtătoare printr-un nod central, care este singurul element capabil să se opună deplasărilor longitudinale.

Un sistem special de rost permite să se compenseze dilatările şi contracţiile termice, care împreună cu efectul unui vînt longitudinal pot da deplasări pînă la 1,74 m la extremităţi.

Tablierul este format dintr-un ansamblu de longeroane şi antretoaze de oţel pe care reazemă grătare de oţel. În partea suspendată a podului, grătarele au fost umplute cu beton uşor.

Ansamblul structurii a fost proiectat pentru a rezista la un vînt cu viteză de 175 km/h, însă încercările pe modele au arătat că structura rezistă şi la un vînt cu viteza de 200 km/h.

Viaductul de acces de pe malul de nord are o lungime de 945 m şi constă dintr-un tablier de beton precomprimat rezemat pe piloni jumelaţi de beton armat de înălţime variabilă, legaţi la 10 m sub tablier printr-o grindă transversală destinată să suporte viitoarea platformă pentru calea ferată. La turnarea pilonilor s-au utilizat cofraje glisante, iar la turnarea tablierelor, cofraje suspendate, mobile pe orizontală, betonîndu-se în consolă. Prin aceasta s-a putut renunţa la eşafodaje înalte, care ar fi deranjat circulaţia sub viaduct.

Odată cu proiectarea s-au efectuat experimentări pe modele şi s-a studiat efectul cutremurului şi al maselor de depuneri aluvionare asupra bazei pilonilor principali ai podului. În timpul execuţiei s-au făcut încercări pentru determinarea caracteristicilor de vibraţie a pilonului sud şi a fundaţiei sale, aplicînd un efort dinamic de 25 tone la partea superioară a masivului de beton prin intermediul unui cablu legat de un vapor.

Podul peste Tage constituie şi un element estetic datorită eleganţei formei şi a anvergurii sale. Alegerea culorii în care a fost vopsit podul a constituit obiectul unor dezbateri aprinse, adoptîndu-se pînă la urmă culoarea roşu-portocaliu care se armonizează cel mai bine cu albastrul cerului şi al apei şi cu nuanţa roz a imobilelor înconjurătoare. Podul a fost început la 5 noiembrie 1962 şi inaugurat la 6 august 1966. La executarea lucrării s-au realizat 6,5 milioane m^3 terasamente, s-au pus în operă 300 000 m^3 de beton, s-au montat 82 500 t construcţii metalice. Pe şantier au lucrat 3 000 de muncitori.

După ,,La Technique des travaux'' nr. 3/1967

ORIGINAL SISTEM DE CONSTRUCŢIE A UNUI POD IN ANGLIA

Podul Kingsgate a fost construit pentru a asigura traficul de pietoni între două grupuri de clădiri universitare situate pe cele două maluri ale rîului Wear la Durham.

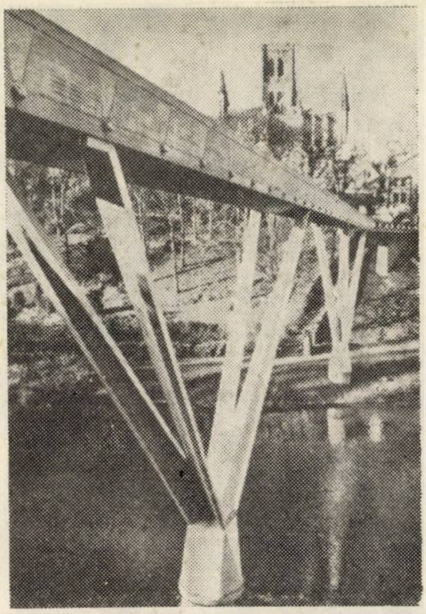


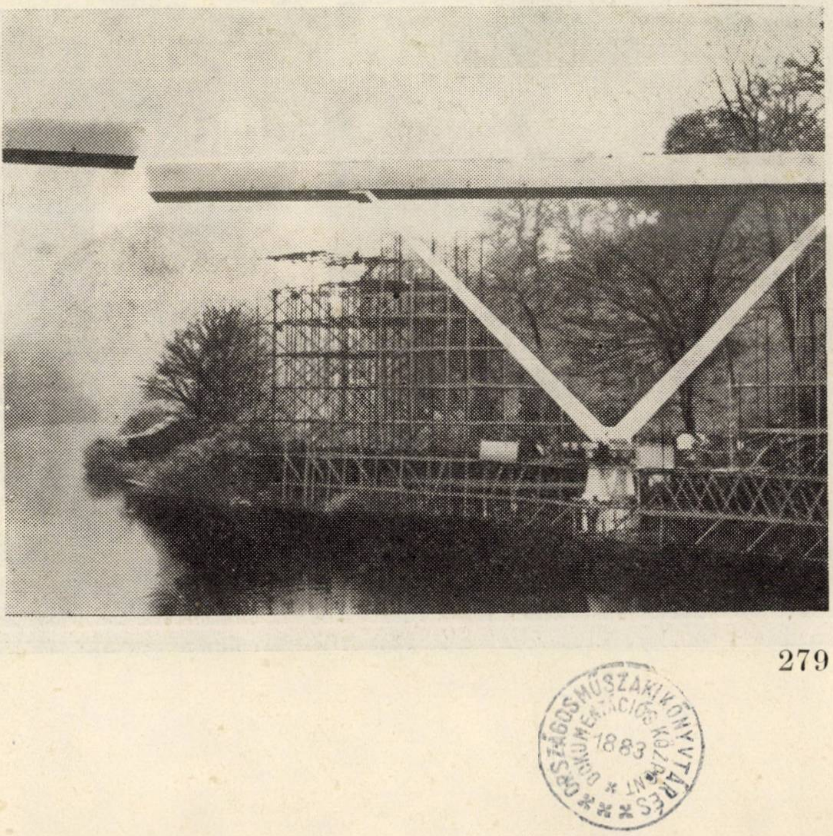
Fig. 5 Podul terminat

Podul are o singură deschidere, rezemînd pe picioare în formă de V (fig. 4). Întregul pod, din beton armat alb, este alcătuit din două jumătăţi construite pe mal în poziţie perpendiculară în plan faţă de cea finală. După turnarea în cofraje susţinute de eşafodaje metalice tubulare, cele două jumătăţi au fost rotite cu nouăzeci de grade în jurul articulaţiilor de la baza picioarelor în formă de V, nivelate cu ajutorul verinelor, fixate de culei şi legate prin articulaţia de la mijloc (fig. 5).

Podul are o lungime totală de 100 m şi o lăţime de circa 3 m. Soluţia adoptată s-a dovedit economică şi a permis să nu se întrerupă nici un moment traficul pe rîu.

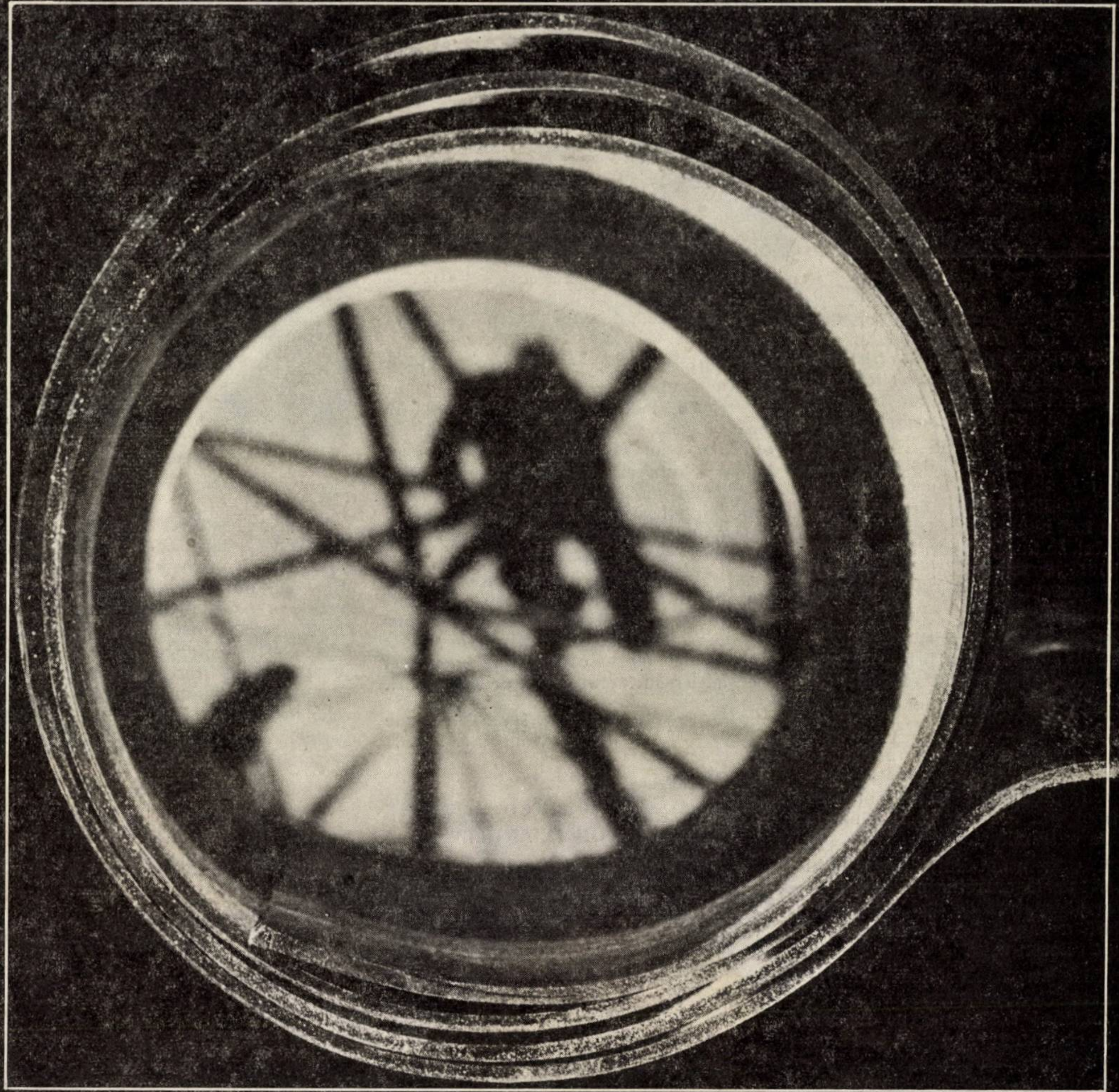
După ,,L'Industria italiana del cemento'' nr. 6/1967

Fig. 4 Rotirea jumătăţii de pod



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

Un pas înainte pe linia dezvoltării



Foliile de etanșare Schildkröt se utilizează la construcții civile și lucrări de fundații, la construcții hidrotehnice, la piscine și dotări sportive. Este produsul ideal pentru protecție anticorosivă și contra acțiunii uleiului. Foliile de etanșare Schildkrot sînt rezistente la îmbătrînire și putrezire. Porozitatea se verifică pe cale electrică milimetru cu milimetru. Foliile Schildkröt reprezintă un material de învelitori sigur și verificat.

Schildkröt
Baufolien

Acoperirea și izolarea acoperișurilor la clădiri de locuit, construcții pentru comerț, construcții industriale și clădiri administrative nu mai constituie o problemă chiar în condiții grele de izolare sau îmbinare. Foliile de învelitoare Schildkröt reprezintă o rezolvare sigură și economic avantajoasă pentru învelitori sau la realizarea unor straturi etanșe și rezistente la putrezire.

Progres
bazat pe
experiență

Schildkröt AG
fost Rheinische
Gumi-und Celluloid Fabrik

6800 Mannheim 24 ● Secția de materiale sintetice pentru construcții ● Tel. 0621-48011. Telex 04-62251

publicom

CONSILIUL POPULAR
AL MUNICIPIULUI
BUCUREȘTI

DIRECȚIA
GENERALĂ
CONSTRUCȚII-
MONTAJE

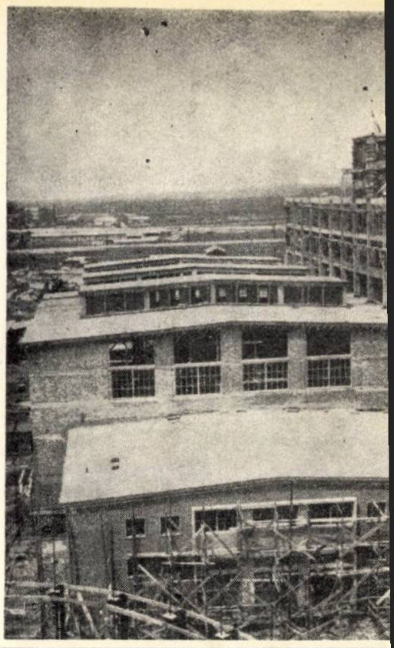
Execută:

- construcții de locuințe
- construcții social-culturale
- construcții industriale
- construcții de drumuri și poduri
- construcții hidrotehnice
- confecții metalice

Bd. Gh. Gheorghiu-Dej nr. 27

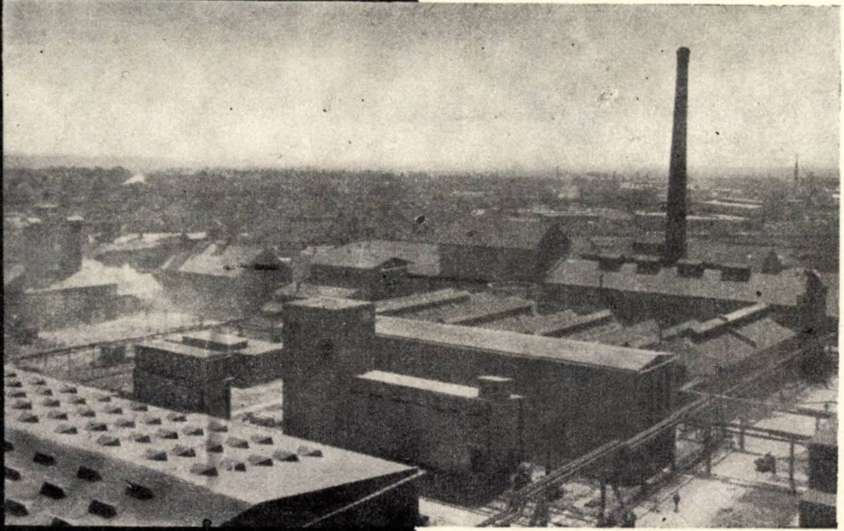
ÎNTREPRINDEREA 3 IZOLAȚII

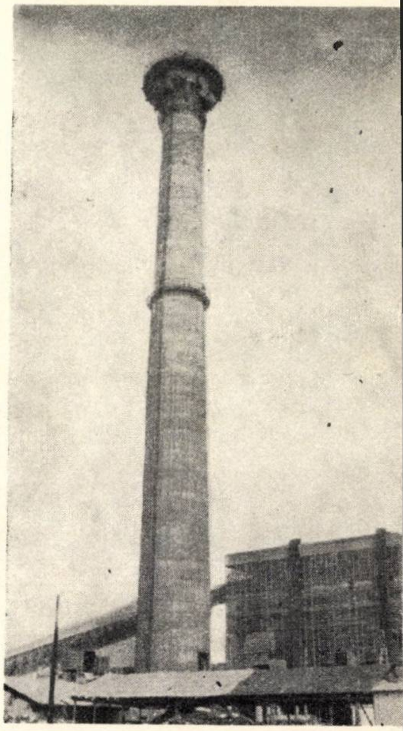
BUCUREȘTI, CALEA GRIVIȚEI 136



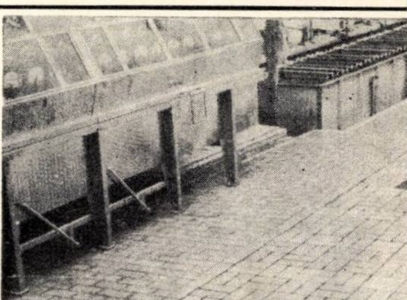
Execută lucrări de izolații

HIDROFUGE
TERMICE



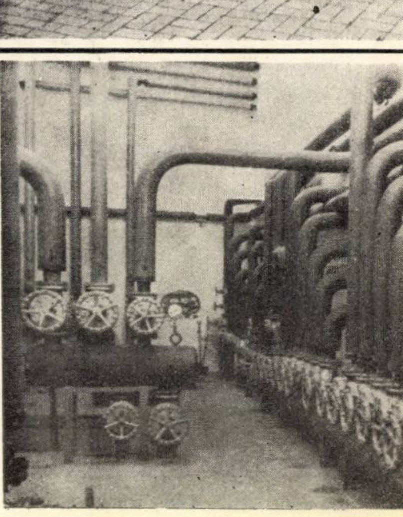


ANTICOROSIVE
FRIGORIFICE



COȘURI
INDUSTRIALE

ȘAMOTAJE



Întreprinderea 3 Izolații — întreprindere de specialitate din cadrul M. I. C. - D. G. C. M. - vă stă la dispoziție, cu îndelungata sa experiență în acest domeniu, pentru proiectarea și executarea lucrărilor de izolații hidrofuge, termice, anticorosive, frigorifice, șamotări și coșuri industriale.

Asigurăm calitatea perfectă a lucrărilor prin executarea lor cu personal de specialitate.

The Insulations Enterprise No. 3 — a specialized unit under the Ministry of the Building Industry — places at your disposal its long-standing experience in this field for the design and execution of hydrofuge and thermal insulations, anticorrosive protections, and antifreezing coatings; chamotte laying; industrial chimneys.

Our specialized staff ensures the perfect quality of the works executed.

L'Entreprise No. 3 d'Isolations — entreprise spécialisée du Ministère de l'Industrie du Bâtiment — met à votre disposition sa longue expérience dans ce domaine pour l'établissement de projets et l'exécution d'ouvrages d'isolations hydrofuges, thermiques, anticorrosives et anti-gel ; de chamottages et de cheminées industrielles.

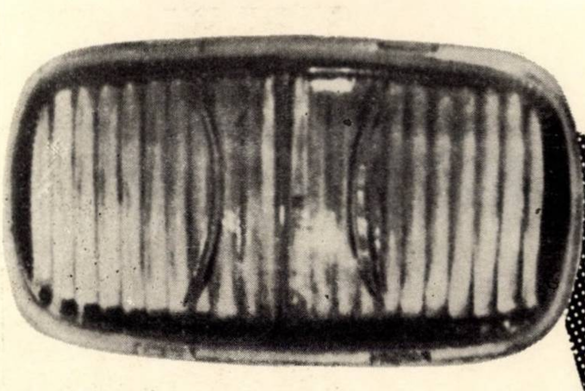
Notre personnel spécialisé assure la parfaite qualité des ouvrages exécutés.

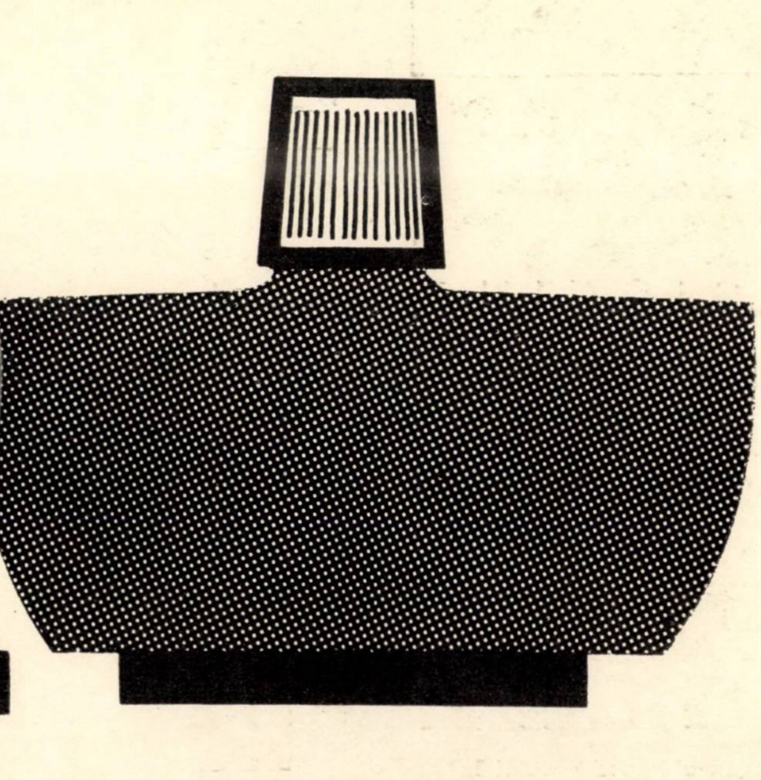
Fabrica de sticlărie

„București"

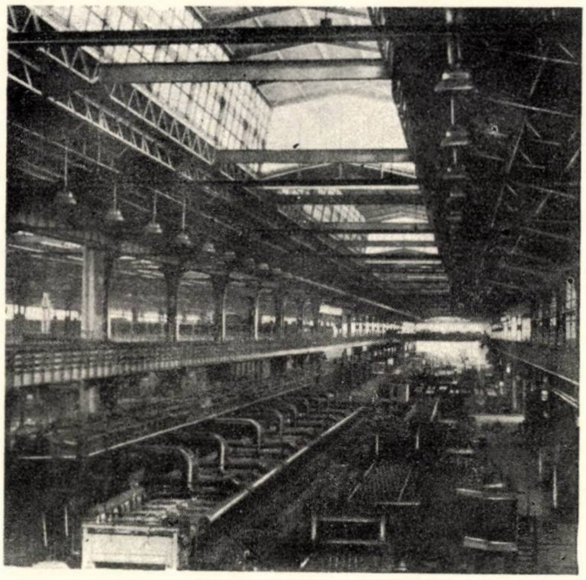
Produce și oferă
pe bază de repartiție:

- ✻ **Dispersoare colorate pentru auto și tablouri de comandă**
- ✻ **Filtre din sticlă pentru protecție**
- ✻ **Flacoane de parfum**
- ✻ **Piese decorative din sticlă**





BULEVARDUL MUNCII 171 ● TELEFON 21.37.35



SECTION, SHEET AND TUBE MILLS
ROLL-FORMED SECTION LINES
GALVANIZING PLANTS
INDUSTRIAL FURNACES
INDUSTRIAL BUILDINGS AND INSTALLATIONS

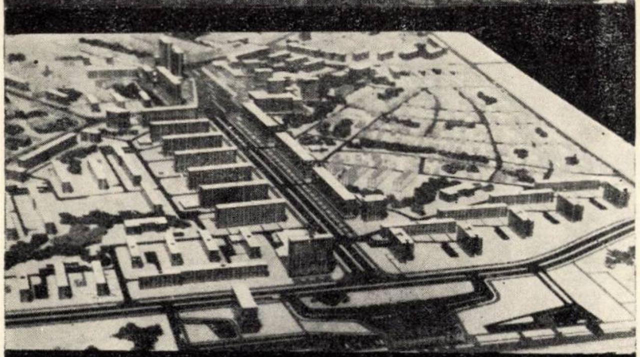
LAMINOIRS À ACIERS PROFILÉS, TÔLES ET TUBES
LIGNES DE PROFILAGE
INSTALLATIONS DE GALVANISATION
FOURS INDUSTRIELS
BÂTIMENTS ET INSTALLATIONS INDUSTRIELS

DESIGNING
KNOW-HOW

INSTITUTUL
PENTRU PROIECTARI
DE LAMINOARE
IPL

CONSULTIN
ENGINEERING

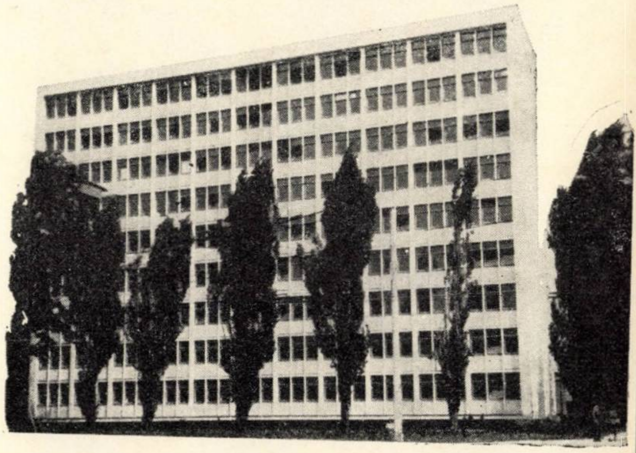
64, BULEVARDUL REPUBLICII — BUCAREST — ROUMANIE
Téléphone · 16.70 10 ● Télex: 357 ● Télégrammes: IPROLAM



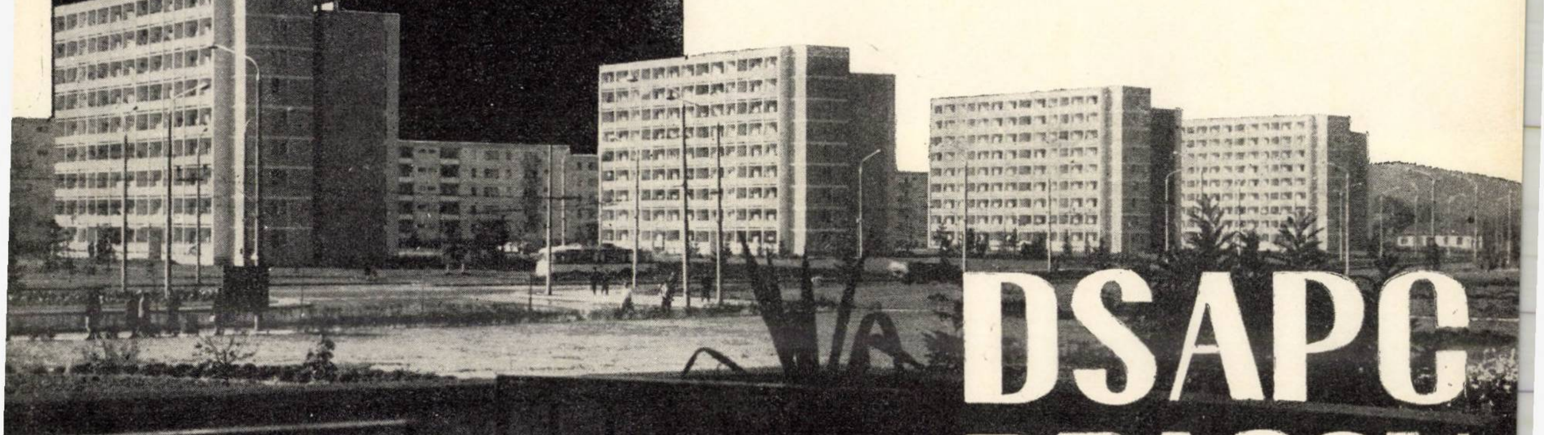
DIRECŢIA DE SISTEMATIZARE, ARHITECTURĂ ŞI PROIECTAREA CONSTRUCŢIILOR – BRAŞOV

THE DEPARTMENT FOR PLANNING, ARCHITECTURE AND BUILDING DESIGN – BRAŞOV

ELABOREAZĂ STUDII ŞI DOCUMENTAŢII TEHNICE PENTRU: construcţii civile ● lucrări de interes turistic: hoteluri, cabane, teleferice, teleschiuri, campinguri, moteluri etc. ● reţele tehnico-edilitare şi căi de comunicaţii ● studii topografice şi geotehnice ● sistematizarea zonelor urbane



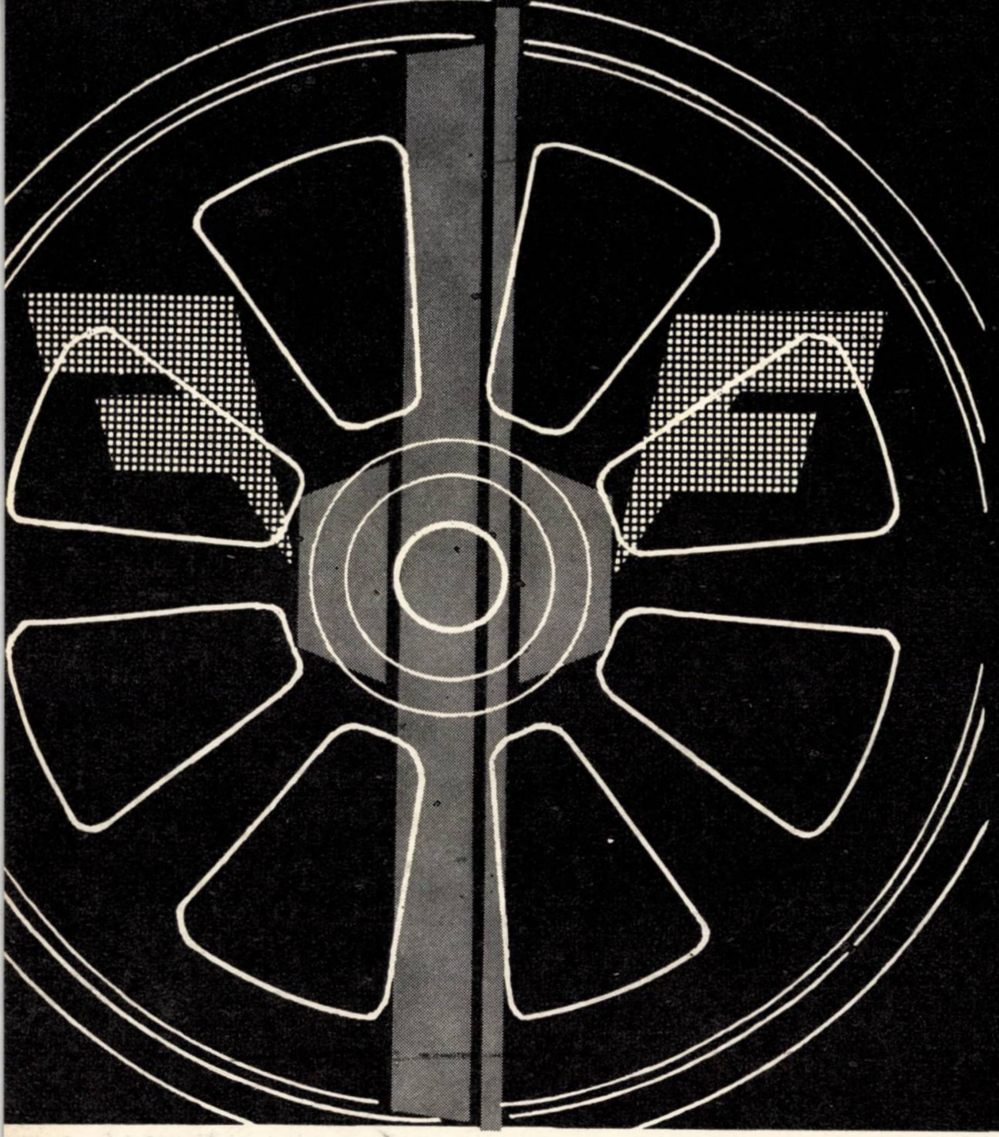
CARRIES OUT RESEARCH AND DRAWS UP TECHNICAL DOCUMENTATIONS CONCERNING: civil engineering ● works of tourist's interest such as hotels, chalets, ropeways, teleskis, campings, motels, a.o. ● technical-municipal networks and lines of communication ● topographical and geotechnical surveys ● planning of urban areas



DSAPC BRASOV

Braşov ○ Str. Karl Marx Nr. 23

IPCF



Întocmește proiecte pentru electrificarea căilor ferate cu ecartament normal, cu curent electric alternativ 25 kV-50 Hz.

Institutul a întocmit proiectele pentru electrificarea liniei București-Brașov, în lungime de 166 km, și are în curs de întocmire proiectele pentru electrificarea liniei Craiova-Filiași-Caransebeș-Cîlnic, în lungime de 262 km.

Documentațiile tehnice pe baza cărora se pot executa astfel de lucrări se bazează pe studii tehnico-economice aprofundate, precum și pe studii corespunzătoare în teren.

Proiectele cuprind, atît lucrările de linii necesare pentru adaptarea lor la condițiile impuse de tracțiunea electrică, cît și instalațiile fixe de tracțiune electrică feroviară (linie de contact, substații de tracțiune, posturi de secționare, energoalimentarea, instalații de protecție etc.).

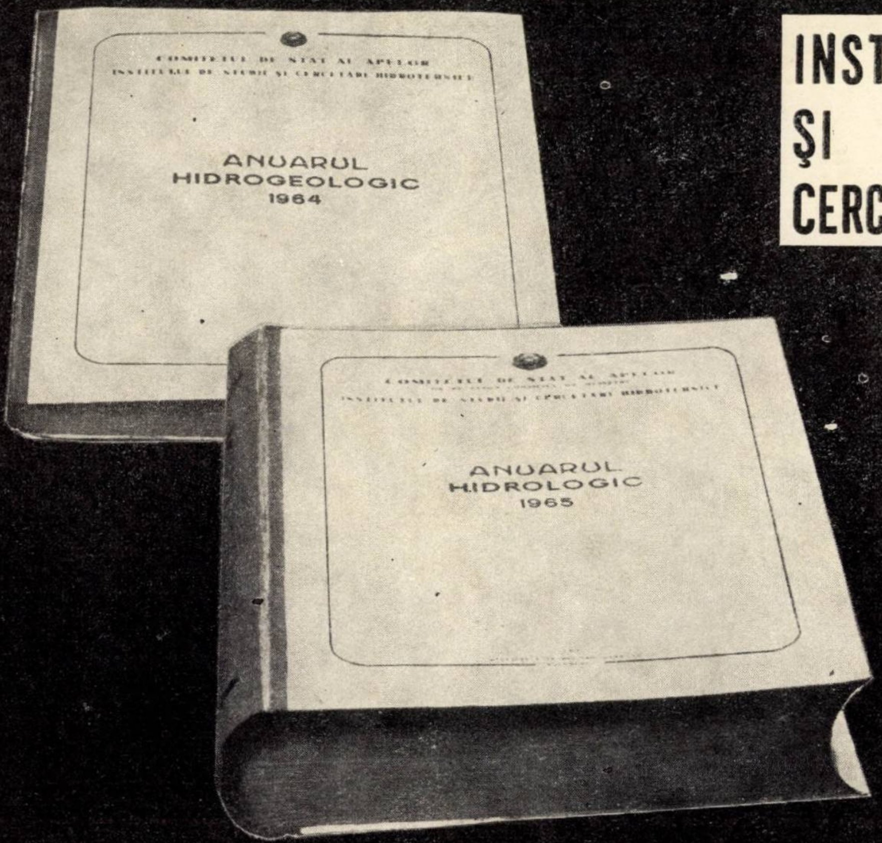
INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE

BUCUREȘTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 și 18.26.10


COMITETUL DE STAT AL APELOR
INSTITUTUL DE STUDII ŞI CERCETĂRI HIDROTEHNICE
ANUARUL HIDROGEOLOGIC 1964
ANUARUL HIDROLOGIC 1965

INSTITUTUL DE STUDII ŞI CERCETĂRI HIDROTEHNICE

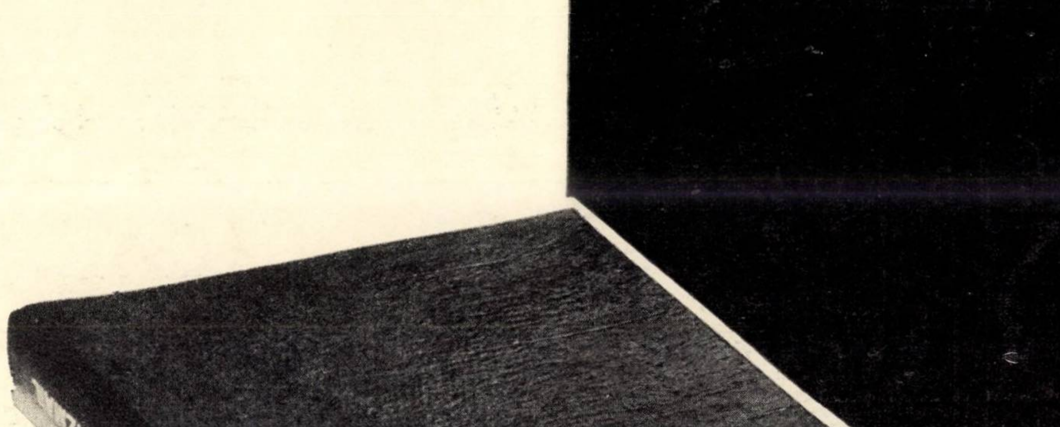
a editat recent:

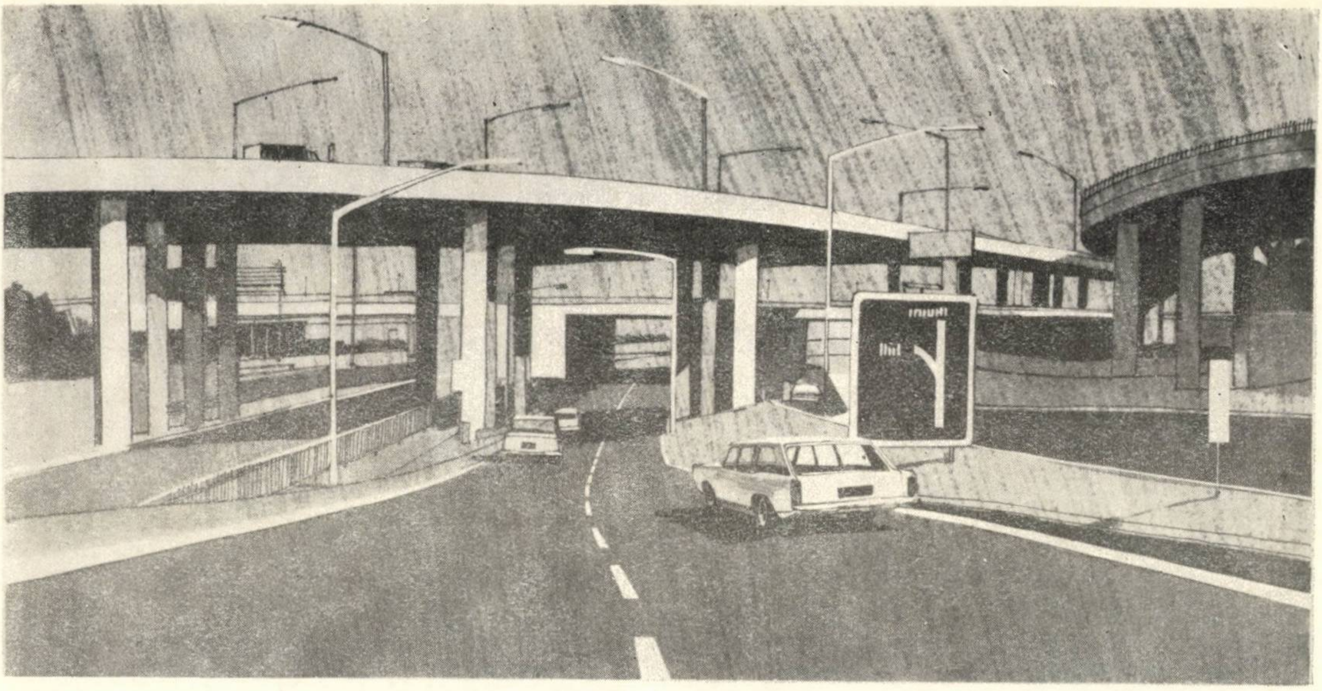
Anuarul hidrologic 1965
(lei 285 exemplarul)

Anuarul hidrogeologic 1964
(lei 109 exemplarul)

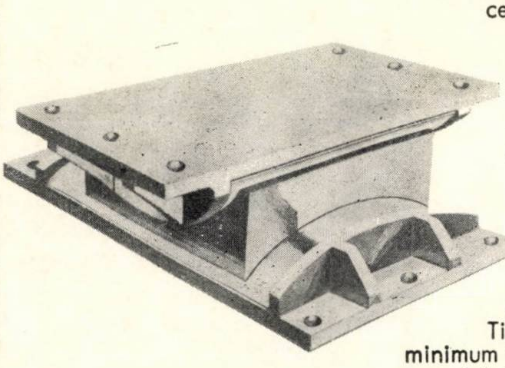
Dunărea
între Buziaş şi Ceatal Izmail
Monografie hidrologică
(lei 47 exemplarul)

Lucrările pot fi obţinute de la Serviciul documentare ştiinţifică al institutului, Splaiul Independenţei 294 (tel. 17.61.80, int. 132), cu plata în numerar sau prin virament, zilnic între orele 12—14.

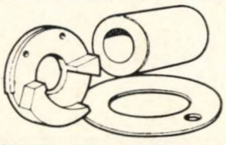

DUNAREA
intre
BAZIAŞ şi CEATAL IZMAIL
monografie hidrologica
DUNAREA INTRE BAZIAŞ ŞI CEATAL IZMAIL



pentru cele mai avansate concepţii actuale...

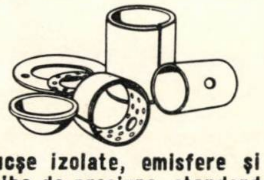


Glacier Metal Company se află în primele rînduri în ce priveşte proiectarea şi dezvoltarea lagărelor. Poziţia aceasta şi-a păstrat-o printr-o muncă susţinută de cercetare. Tehnologii firmei Glacier au reuşit să pună la dispoziţia unităţilor industriale din întreaga lume o gamă largă de tipuri şi materiale noi bazate pe o cercetare atentă a problemelor legate de dezvoltarea viitoare a lagărelor. Produsele dezvoltate de laboratoarele firmei Glacier constituie cea mai completă gamă posibilă de lagăre; ele sînt fabricate şi distribuite pe plan mondial prin intermediul unei reţele alcătuite din peste 130 de unităţi titulare de brevete, filiale şi agenţi. **Lagăre de alunecare Glacier.** Gama de lagăre de alunecare de dimensiuni reduse şi de randament ridicat produse de firma Glacier se bazează pe caracteristicile unice materialului uscat pentru lagăre Glacier DU, dezvoltat de firma Glacier, în care rezistenţele mecanice ridicate se îmbină în mod armonios cu frecarea extrem de redusă a PTFE. În contact cu oţelul inoxidabil, Glacier DU prezintă un coeficient de frecare extrem de redus şi poate prelua eforturi de compresiune considerabile. Tipurile standard permit deplasări în toate direcţiile şi necesită totodată un minimum de întreţinere pe întreaga durată de serviciu a elementului. În numeroase cazuri sînt necesare lagăre de un tip special; de aceea firma Glacier a proiectat o gamă largă de tipuri de lagăre, capabile să satisfacă cele mai variate cerinţe. Experienţa acumulată este pusă gratuit la dispoziţia clientelei. Lagărele de alunecare produse de firma Glacier au fost utilizate cu succes la reducerea eforturilor dezvoltate în poduri, tunele, şosele, planşee şi acoperişuri, rezervoare de presiune de mare capacitate, rezervoare de înmagazinare, conducte, schimbătoare de căldură, preîncălzitoare de aer, turbine, alternatoare şi maşini de cele mai variate tipuri.



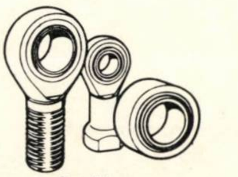
Glacier DQ şi Glacetal

Glacier DQ – o îmbinare a proprietăţilor lagărelor mecanice şi a celor uscate. Se livrează sub formă de piese turnate sau fasonate, bare sau tuburi. Glacetal – lubrifiantul de mare eficienţă pentru şaibe de presiune şi alte elemente similare.



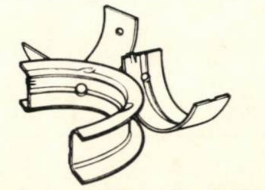
Bucşe izolate, emisfere şi şaibe de presiune standard

Produse din plumb sau bronz cu căptuşeală de oţel, în diametre de stoc de la 3 mm la 120 mm. Tipul Glacier DU fără lubrefiere şi tipul Glacier DX lubrefiat.



Dualign

Lagăre sferice şi capete de tijă. Elemente cu performanţe ridicate, rezistente la coroziune, insensibile la murdărie, praf şi cele mai diverse fluide.



Lagăre reticulare din tablă de aluminiu pentru maşini

Lagăre perfect echilibrate, de mare rezistenţă, destinate motoarelor cu benzină sau motorină.

Manuale pentru proiectanţi se trimit la cerere

...cele mai avansate tipuri de lagăre

GLACIER

1967

THE ASSOCIATED ENGINEERING GROUP

THE GLACIER METAL COMPANY LIMITED · ALPERTON · WEMBLEY · MIDDLESEX

Publicom

1968

INDUSTRIALEXPORT

SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ÉTAT POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

execute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

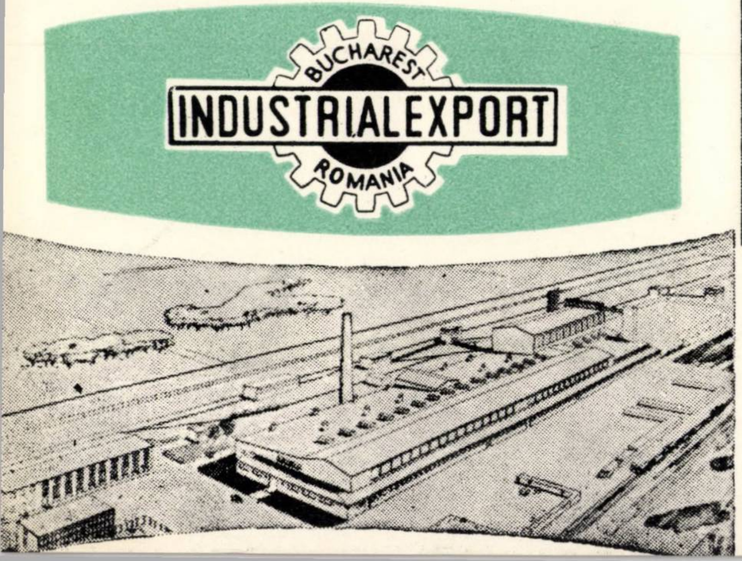
Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIAL-EXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 — Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

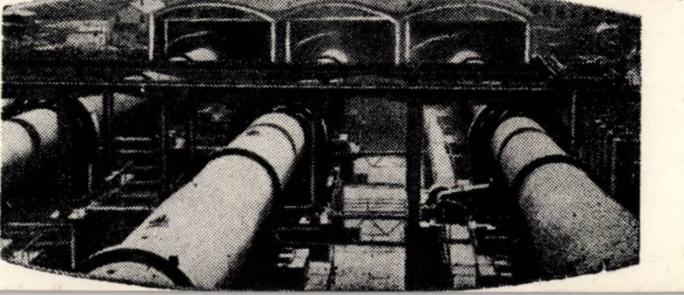
ROMANIAN STATE ENTERPRISE FOR FOREIGN TRADE

supplies

- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.
- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street, Bucharest — ROMANIA Telephone : 116 — Telex : 214; Cables : INDEXPORT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA



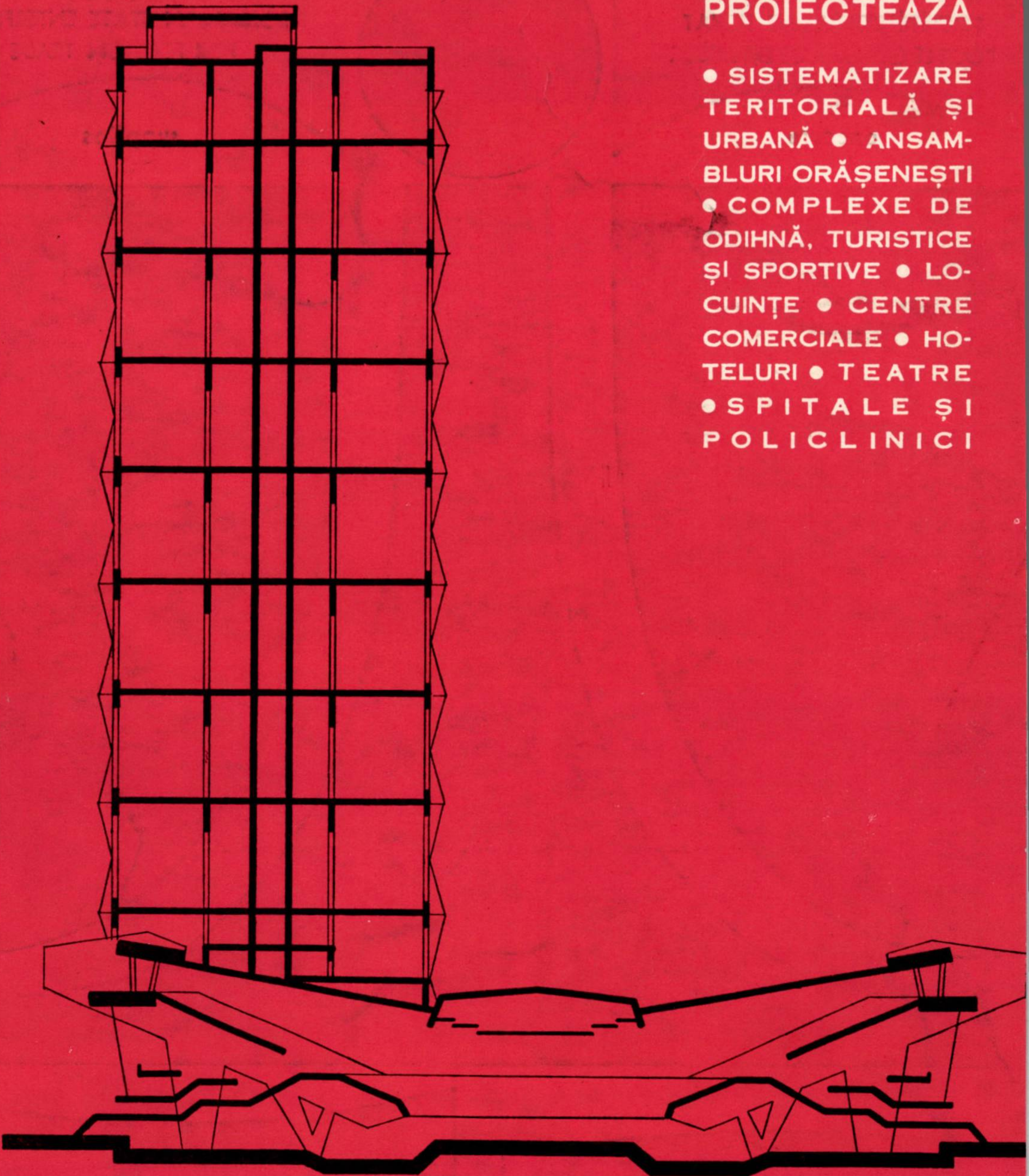


1968 AUG 23

INSTITUTUL DE STUDII ȘI PROIECTĂRI PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

PROIECTEAZĂ

● SISTEMATIZARE TERITORIALĂ ȘI URBANĂ ● ANSAMBLURI ORĂȘENEȘTI ● COMPLEXE DE ODIHNĂ, TURISTICE ȘI SPORTIVE ● LOCUINȚE ● CENTRE COMERCIALE ● HOTELURI ● TEATRE ● SPITALE ȘI POLICLINICI



ISCAS

BUCUREȘTI 13 ● STRADA SNAGOV NR. 53—55 ● TELEFON: 11.78.40

E 1688

1968 6

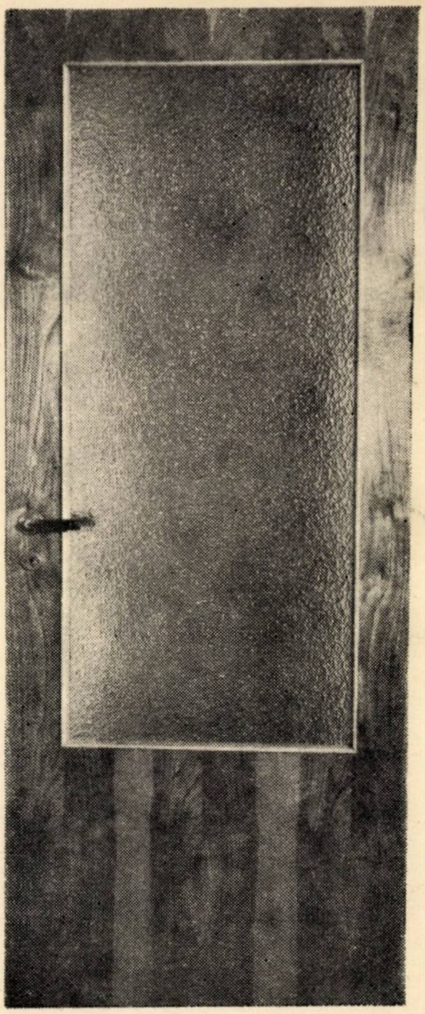
REZ VA

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

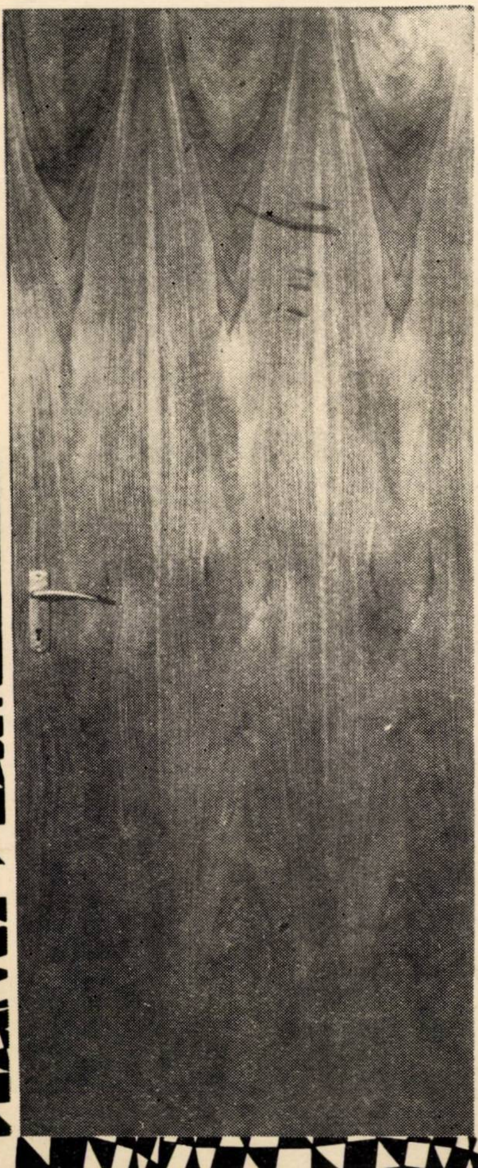
REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

MINISTERUL ECONOMIEI FORESTIERE
CENTRUL DE DOCUMENTAȚIE TEHNICĂ
PENTRU ECONOMIA FORESTIERĂ

UȘI CU STRUCTURA CELULARA



- ★ REZISTENTE
- ★ ESTETICE
- ★ DURABILE



Executîndu-se cu tocul lamelat din cherestea de rășinoase și căptușeală din P.F.L. în diferite variante: pline, 1/3 ochi geam, 2/3 ochi geam, furniruite sau vopsite opac,

UȘILE INTERIOARE CU STRUCTURĂ CELULARĂ

sînt moderne și adaptabile oricărui tip de construcție.

Structura celulară a ușilor asigură acestora o greutate redusă, stabilitate dimensională și bune proprietăți de izolare termică și fonică.

Cereți **UȘILE CELULARE** produse de întreprinderile Ministerului Economiei Forestiere
C.I.L. PIPERA — BUCUREȘTI, C.I.L. BACĂU și C.I.L. GĂLĂUȚAȘ

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

6

·1968

VOLUMUL 20, Nr. 6

IUNIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

M. RACOVIȚĂ

Consolidări ale unor hale în urma schimbării sarcinilor climatice datorită extinderii . . 281

V. PETCU

Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor și plăcilor de beton armat în domeniul plastic (III) 284

I. BĂLĂUȚĂ

Contribuții la introducerea calculului probabilităților la dimensionarea elementelor de beton armat 287

A. MIHUL, A. CUCIUREANU, ȘT. ENESCU, V. GHERMAN

Fundații pe piloți scurți precomprimați cu secțiunea transversală în formă de stea . . . 289

M. ILINA

Calculul instalațiilor de încălzire prin radiație (II). 293

A. HETEA, I. IONESCU, MARIA ENCULESCU

Unele rezultate ale încercărilor pentru stabilirea mărcilor cimenturilor produse în R.S. România în condițiile metodei de determinare a rezistențelor mecanice pe mortare plastice. 307

D. PANȚURU

Modernizarea concasoarelor cu fălci 317

M. MUNTEANU

O metodă de optimizare a resurselor în metoda drumului critic 318

C. POPESCU, CR. PAPANDONATU, M. PANCU N. THEODORESCU

Contribuții la automatizarea proceselor din cuptoarele rotative de clincher 326

DOCUMENTARE
RECENZII

43 305

Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții, organ al Comitetului de Stat pentru Construcții, Arhitectură și Sistematizare — Redacția, administrația și casieria : București, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacția 13.98.80 ; Administrația 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacției. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcția Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacția publicațiilor „Revista Construcțiilor și a Materialelor de Construcții“ și „Arhitectura“ – Prețul unui exemplar lei 8

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul : Întreprinderea Poligrafică „Informația" — București. c. 5326.

SUMMARY

M. RACOVIȚĂ ; Industrial hall consolidation works as a result of the increased climatic loads due to hall extention.

The author describes the studies carried out and the solutions applied for the metallic structure consolidation of a hall roof. The work was necessary since, as a result of the hall extension, the roof surfaces were liable to permit local snow agglomerations which would lead to greater loads than those originally accounted for.

V. PETCU ; Design of continuous beams, frames and slabs in reinforced concrete stressed over the plastic range. (III)

The author considers the problem raised by reinforced concrete frames temporary short- or long-range, intermittently actioning loads which, vertically applied, may follow either a single or a plurality of loading patterns.

I.I ALAUTA ;. Contributions to the application of the probability calculus in dimensioning reinforced concrete elements.

The author presents a study on the effect borne by the number of reinforcing elements carried within the cross-sectional area of reinforced concrete on the calculated strength of the reinforcement, considering that there is a possibility for the steel to start flowing.

The problem considered is well within the scope aimed at by the author and namely to improve the scientific basis for the various quantities involved when calculating reinforced concrete elements at the limit state.

The author also outlines the economic benefits of a more rigorous foundamentation of the way of determining the calculated resistance of reinforced concrete element reinforcements.

A. MIHUL, A, CUCIUREANU, ST. ENESCU, V. GHERMAN ; Foundations on starshaped cross-sectional area. prestressed, short piles.

Among piles with various cross-sectional areas, those with a star-shaped cross-section offer important advantages over the square, ring or circular ones, since they not only have a much largerside surface for the same concrete volume but, in addition, give higher performances at vertical,and in particular at horizontal stresses, caused by the use of vibro-pile-driver or by the action of seismic loads, as a result of a more rational concrete and reinforcement distribution with respect to the pile center-line.

The authors show the experimental work carried out on foundations laid on short piles for a store-house at Tîrgu Neamț.

M. ILINA ; Design calculation of radiation heating installations (II)

The purpose of the author is to present a mathematical method which take into consideration as much as possible the main factors involved in radiation heating processes.

The first part of the paper describes the basic equations established for the heat exchange which takes place in radiation heated rooms and applicable to the three systems of heating, i. e. at low, medium and high temperature, while in the second part the author shows the calculation method for each heating system in turn, by applying the equations derived for the heat exchange ; some examples of calculations complete the presentation.

A. HETEA, I. IONESCU, MARIA ENCULESCU ; Some results of the tests carried out to assess the Romanian-produced cement grades by using the method based on the determination of mechanical strength of plastic mortars.

The authors explain, on an experimental ground, the necessity to part with the method (recommended by the Romanian State Standard 227–49) presently used to determine cement grades, in favour of the RILEM (ISO-CAER) one.

A comparative analysis of the two methods used to determine the creep value and of the methodologies applied for sample preparation, storage and testing offers the authors a basis for outlining the advantages of the new method recommended by ISO and CAER.

D. PANȚURU : Modernization of jaw crushers

M. MUNTEANU ; A method for resource optimization through the critical path method

The author presents an optimization method for working out the program of an assignment through the critical path method, taking into consideration the condition which requires that the total number of workers should not exceed a certain given limit ; the method of calculation and an application of the same are presented.

The method pertains to the class of optimization methods applied for the analysis of the critical path, the optimization criteria being the fall within certain given limits of the overall consumption of a resource.

C. POPESCU, CR. PAPANDONATU, M. PANCU, N. THEODORESCU ; Contributions to the automation of processes which take place in clinker rotary kilns.

The authors present the installation fitted to the CR 800 rotary kiln at the cement factory in Fieni ; this installation permits the automatic control of the combustion air flow by acting upon the shutter dampers so as to keep the oxygen content of the burnt gases within 1,8 and 2,8% while providing at the same time the conditions necessary to maintain the exhaust gas temperature within certain given limits.

Thus an optimal combustion is achieved, characterized by a minimal excess of air and by a maximal combustion temperature (in practical conditions).

As a result of the heat exchange which take place inside the kiln, the temperature of the exhaust gases is made uniform, thus allowing for a more uniform operation of the kiln as to the thermal regime and a more uniform clinker production.

SOMMAIRE

M. RACOVIȚĂ ; Travaux de Consolidation d'un hall industriel, nécessités par la modification des charges climatiques à la suite de l'extension.

L'auteur décrit les études entreprises et les solution apportées à la consolidation de la structure métallique du toit d'un hall industriel. La consolidation était devenue nécessaire à la suite de l'extension des halls qui, en présentant une surface de toiture plus grande, favorisaient les agglomérations locales de neige, de sorte qu'il a fallut vérifier les capacités de charge et prendre des mesures pour assurer la construction contre le jeu des sollicitations devenues plus importantes que celles considérées originellement dans les calculs.

V. PETCO ; Etude et calcul des poutres continues, des cadres et des plaques en béton armé sollicités dans le régime de plasticité. (III)

L'auteur traite des problèmes soulevés par les cadres en béton armé dont les charges temporaires de courte et longue durée, à action intermittente et direction d'application normale, suivent un seul schéma ou plusieurs schémas de mise en charge.

I. BALAUTA ; Contribution á l'application du calcul des probabilités au dimensionnement des éléments en béton armé.

L'auteur s'occupe de l'influence du nombre d'éléments de renforcement dans une section de béton armé, sur la valeur de la résistence calculée pour le renforcement, dans l'hypothèse d'une certaine probabilité d'entrée en état de fluage de l'acier.

Le problème traité s'inscrit dans le programme des efforts destinés à améliorer le fondement scientifique des différentes grandeurs intervenant dans le calcul à l'état limite de résistance des éléments en béton armé.

L'auteur fait ressortir les avantages économiques qui résultent d'une plus rigoureuse justification du mode dont on détermine la résistance calculée pour le renforcement des élément en béton armé.

A. MIHUL., A, CUCIUREANU, ST. ENESCO. V. GHERMAN ; Fondations sur pilotis courts précontraints à section en étoile.

Parmi les pilotis à différentes sections transversales, ceux à section en étoile offrent d'importants avantages sur les piloitis carrés, annulaires ou circulaires car, d'une part, la surface latérale est grandement accrue pour le même volume du béton, et d'autre part le comportement à l'action des charges verticales et surtout à celles horizontales — provenues de l'emploi de la vibro-sonnette ou bien des sollicitations séismiques — est supérieur comme suite à la distributions plus rationnelle du béton et des éléments de renforcement par rapport à l'axe du pilotis.

Les auteurs présentent les expériences faites sur les fondations appuyées sur pilotis courts employés à la construction d'un dépôt à Tg. Neamț.

M. ILINA ; Calcul des installations de chauffage par radiation (II)

Le but de l'auteur est de développer une méthode mathématique qui prenne en considération, dans la mesure du possible, les principaux facteurs intervenant dans le processus de chauffage par radiation.

La première partie de l'étude est consacré à l'établissement des relations fondamentales de l'échange de chaleur dans les espaces chauffés par radiation valables pour les trois systèmes de chauffage — basse, moyenne et haute tempé, rature —, tandis que la deuxième partie donne la méthode de calcul pour chaque système de chauffage en partie en appliquant les équations établies dans la première partie pour l'échange de chaleur ; l'exposé est complété d'exemples de calcul

A. HETEA, I. IONESCO, MARIA ENCULESCO ; Quelques résultats des essais entrepris pour établir les marques des ciments produits en Roumanie et basés sur la méthode suivant laquelle les résistances mécaniques sont déterminées sur des mortiers plastiques.

Les auteurs expliquent expérimentalement la nécessité d'abandonner la méthode actuelle (Norme d'Etat Roumaine 227—49), en faveur de la méthode RILEM (ISO—CAER), lorsqu'on veut déterminer la marque des ciments

Ils analysent comparativement la manière de déterminer la résistance au fluage par les deux méthodes, ils indiquent les deux méthodologies de préparation, conservation et essai des épreuves et soulignent les avantages notables de la nouvelle méthode, recommandée par ISO et CAER.

D. PANȚURU : Modernisation des broyeurs à mâchoires

M. MUNTEANU ; Méthode pour optimaliser les resources par la méthode de la voie critique.

L'auteur présente une solution permettant l'optimialisation dans l'élaboration du programme des travaux par la méthode de la voie critique, compte tenu de la condition que le nombre des ouvriers ne dépasse pas une certaine limite donnée ; il décrit la méthode de calcul et en présente une application.

La méthode présentée fait partie de la classe des méthodes d'optimalisation de l'analyse de la voie critique, le critère d'optimalisation étant l'inscription, de la consommation totale d'une resource dans certaines limites données.

C. POPESCO, CR. PAPANDONATU, M. PANCO, N. THEODORESCO ; Contributions á l'automation des processus ayant lieu dans les fours rotatifs á clinker.

Les auteurs présentent l'installation réalisée pour le four CR 800 fonctionant à la fabrique de ciment de Fieni ; par l'action qu'elle exerce sur le régistre à volets et qui est dirigée en sorte que la teneur en oxygène des gas brulés soit maintenue entre les valeurs 1,8 et 2,8% O , le débit de l'air de combustion est réglé automatiquement et, en même temps, il est possible de maintenir la température des gaz à l'échappement entre certaines limites données.

On obtient de la sorte une combustion optimale, caractérisée par un minimum d'excès d'air et par un maximum de température de combustion (en conditions pratiques).

L'uniformité de la température des gaz d'échappement, qui est le résultat de l'échange de chaleur ayant lieu à l'intérieur du four, permet d'obtenir un fonctionnement plus uniforme du four du point de vue du régime thermique et du point de vue de la production de clinker.

INHALT

M. RACOVIȚĂ; Konsolidation von Industriehallen auferlegt durch Änderung der Klimabelastungen infolge Erweiterung des Gebäudes

Im Artikel werden beschrieben die Studien die durchgeführt und die Lösungen die gewählt wurden für die Konsolidation der Stahlkonstruktion eines Hallendaches. Die Konsolidationsarbeiten mussten vorgenommen werden da infolge der Erweiterung der Hallen örtliche Schneeanhäufungen auf der alten Dachkonstruktion möglich geworden waren; es war deshalb notwendig die Dachkonstruktion rechnerisch zu prüfen und sie gegen höhere Schneebelastungen als diejenigen die anfänglich bei der Bemessung berücksichtigt worden waren uz ischern.

V. PETCU; Bemessung von durchlaufenden Stahlbetonträgern, Rahmen auf Platten im plastischen Bereich

Der Autor befasst sich mit der Frage von Stahlbetonrahmen unter dem Angriff von kurz oder lang anhaltenden vertikalen Belastungen mit intermittierender Wirkung, gleichviel ob sie ein einziges oder mehrere Belastungsschemad bilden.

I. BĂLĂUȚĂ: Ein Beitrag zur Einführung der Wahrscheinlichkeitsrechnung bei der Bemessung von Stahlbetonteilen

Der Artikel befasst sich eingehend mit dem Einfluss der Anzahl von Rudstahlstäben eines Querschnitts auf die Rechenfestigkeit der Stahleinlagen unter Berücksichtigung mehrerer Annahmen betreffend das Eintreten von Kriecherscheinungen.

Diese Frage gliedert sich ein in das allgemeine Bestreben um Vervollkommnung der wissenschaftlichen Annahmen betreffend sämtliche Grössen die bei der Bestimmung der Tragfähigkeit von Stahlbetonteilen auftreten.

Im Artikel werden ebenfalls unterstrichn die wirtschaftlichen Vorteile die sich aus einera genaueren Begründung der Rechenfestigkeit der Stahleinlagen von Stahlbetonteilen ergeben.

A. MIHUL. A. CUCIUCUREANU, St. ENESCU, V. GHERMAN; Gründungen auf kurzen Spannbetonpfählen mit sternartigem Querschnitt

Pfähle mit sternartigem Querschnitt weisen wesentliche Vorteile auf gegenüber viereckigen, ringförmigen oder runden Pflählen: bei gleichbleibendem Betonumfang haben sie eine wesentlich grössere Mantelfläche; ihr Verhalten unter horizontalen und insebesonder vertikalen Kräften, durch das Eintreiben der Pfähle hervorgerufen oder unter dem Angriff von Erdbebenkräften entstanden, ist wesentlich vorteilhafter infolge einer zweckmässigeren Verteilung des Betons und der Bewehrung gegenüber der Pfahlachse.

Die Autoren beschreiben hinterher das Prüfungsverfahren das bei Gründungen auf kurzen Pflählen angewandt wurde; diese Lösung wurde für ein Lagerhaus in Tg.Neamț gewählt.

M. ILINA; Bemessung von Strahlungsheizanlagen (II)

Der Autor hat sich als Ziel gesetzt ein mathematisches Verfahren vorzuführen das soweit wie möglich diejenigen Faktoren berücksichtigt die bei einer Strahlungsheizanlage aufreten.

Im ersten Teil wurden abgeleitet die Grundgleichungen des Wärmeaustausches in Räumen mit Strahlungsheizanlagen ausgestattet u. zw. mit Heizanlagen für Nieder-, Mittel- oder Hochtemperaturen; im zweiten Teil wird angegeben das richtige Rechenverfahren für jeden einzelnen Fall unter Anwendung der Gleichungen für den Wärmeaustausch – alles mit Zahlenbeispielen ergänzt.

A. HETEA, I. IONESCU, M. ENCULESCU; Einige Ergebnisse der Bestimmun von Zementfestigkeitswerten angewandt auf die hierzulande erzeugten Zemensorten und unter Annahme dass die Festigkeitswerte auf plastische Mörtelproben gemessen werden.

Der Artikel befasst sich mit und begründet auf Grund von Experimenten die Notwendigkeit das heutige Verfahren (STAS 227–1954) aufzugeben und das RILEM-Verfahren (ISO-RGWH) bei der Bestimmung der Zementfestigkeitswerte einzuführen.

Eine vergleichende Untersuchung beider Verfahren die der Bestimmung der R-Werte dienen, ermöglicht die Autoren – nach einer eingehenden Beschreibung der Aufbereitung, Bewahrung und Prüfung von Probekörpern – die Vorteile des neuen Verfahrens hervorzuheben das gleichzeitig von ISO und RGWH bef fürwortet ist.

D. PANȚURU Modernisierung von Backenbrechern

M. MUNTEANU; Ein Verfahren zur Optimierung der Hilfsquellen unter Anwendung des kritischen Weges

Im Artikel wird vorgeführt ein Verfahren das als Optimierungsmittel bei der Ausarbeitung des Programs einer Bauarbeit nach dem kritischen Wege diente; es wurde angestrebt die gesamte Arbeiteranzahl in gewissen Schranken zu halten. Im Artikel wird vorgeführt das Rechenverfahren sowohl wie ein Zahlenbeispiel.

Das Verfahren gehört zu den Optimierungsverfahren des kritischen Weges; als Optimierungskriterium dient der Verbrauch einer bestimmten Hilfsquelle und dieser Wert darf nicht gewisse festgesetzte Schranken überscheriten.

C. POPESCU, CR. PAPANDONATU, M. PANCU, N. TEODORESCU; Ein Beitrag zur Automatisierung der Brennprozesse in Klinkerdrehöfen

Es wird vorgeführt eine Anlage die für den Ofen CR 800 der Zementfabrik Fieni gebaut wurde und die die Selbstregelung der dt; Brennluft ermöglicht die Windschieber werden derart geregelt dass der Sauerstoffgehalt der Brenngase die Schranken 1,8–2,8% nicht unter- bzw. überschreitet; es werden gleichfalls die Bedingungen geschafft um die Temperatur der Auspuffgase in gewissen Schranken zu behalten.

Es ergibt sich daraus ein optimaler Brennprozess gekennzeichnet durch niedrigsten Luftüberschuss und höchsten Brenntemperaturen (unter praktischen Bedingungen).

Durch den Temperaturausgleich der Auspuffgase der sich aus den Wärmeaustausch im Ofen ergibt wird ein gleichmässigerer Betrieb das Ofens was die Wärmeverhältnisse anbetrifft erlangt sowohl wie eine gleichmässigere Klinkerproduktion.

СОДЕРЖАНИЕ

М. РАКОВИЦЭ: Укрепление нескольких цехов, ставшее необходимым вследствие изменения климатических нагрузок, возникших при их увеличении.

В статье описаны проведенные исследования и принятые решения при укреплении металлической несущей части одного цеха. Укрепление стало необходимым в виду того, что при увеличении цеха, на первоначальных площадях покрытия пямвилась возможность местного скопления снега, что заставило проверить несушую поверхность покрытия и придания ему необходимой прочности. чтобы оно могло воспринимать нагрузки больше тех, которые были приняты при первом расчёте.

В. ПЕТКУ: Проектирование в пластической области железобетонных неразрезных балок, рам и плит.

В статье идёт речь о железобетонных рамах, временные, краткосрочные и долгосрочные вертикальные нагрчзки которых создают только одну или несколько эпюр нагружения.

И. БЭЛЭУЦА: „К внедрению расчёта вероятности при назначении размеров железобетонных элементов

В статье описано исследование влияния количества стержней в железобетонном сечении на расчётное значение сопротивления арматуры в предположении определённой вероятности начала текучести стали.

Описанный вопрос включается в круг забот по усовершенствованию научной основы различных параметров, принимаемых во внимание методом расчёта по предельным состояниям железобетонных элементов.

Также в статье выявляются экономические результаты, являющиеся последствием более точного обоснования способа определения расчётной прочности арматуры железобетонных элементов.

А. МИХУЛ, А, КУЧУРЯНУ, ШТ. ЭНЕСКУ, В. ГЕРМАН: Фундаменты на коротких предварительно напряженных сваях звездообразного поперечного сечения,

Среди свай различных поперечныхисечений, сваи звездообразного сечения обладают значительными преимуществами по сравнению со сваями квадратного, кольцевого или круглого сечения, так как помимо того, что боковая поверхность — при том же обчёме бетона — на много больше, их поведение при воздействии вертикальных и, в особенности, горизонтальных нагрузок, возникающих при их забивке виброкопром или при землетрясениях, на много лучше благодаря более рациональному распределению бетона и арматуры по отношению к оси свай.

Авторы описывают способ, при помощи которого были подвергнуты испытанию фундаменты под складом в г. Тыргу-Нямц, выполненные из коротких свай.

М. ИЛИНА: „Расчёт отопительных изучающих систем (II)"

Автор задался целью представить математический методе, который по мере возможности учитывал бы важнейшие факторы, участвующие в процессе нагревания при помощи излучения.

В первой части работы определены основные уравнения обмена тепла в помещениях, обогреваемых при помощи излучения, действительные для всех трёх систем отопления: при низкой, средней и высокой температуре, а во второй части указывается метод расчёта для каждой системы обогревания в отдельности, применяя для этого формулы обмена тепла; затем приведены примеры расчёта.

А. ХЕТЯ, И. ИОНЕСКУ, МАРИЯ ЭНКУЛЕСКУ: Некоторые результаты испытаний — в условиях метода определения механической прочности на пластичных строительных растворах — выполненных в це-

лях определения марок цеементов, изготовляемых в С.Р.Румынии.

В статье описана и Экспериментально обоснована необходимость перехода от действующего метода (СТАС 227—1949) к методу РИЛЕМ (ИСО-СЭВ) по определению марки цемента.

Сопоставляя оба метода определения и указывая параллельно методы приготовления, хранения и испытания образцов, авторы выявляют достоинства нового метода, рекомендуемого ИСО и СЭВ.

Д. ПАНЦУРУ Модернйзачйя шековых драбйлок

М. МУНТЯНУ: „Метод оптимизации ресурсов при применении метода критического пути”

В статье описан метод оптимизации для разработки программы работ методом критического пути с учётом условия, что общее количество рабочих не должно превзойти предписанного предела; изложен метод расчёта и приведен пример.

Указанный метод принадлежит классу методов оптимизации анализа критического пути, критерием оптимизации считая соблюдение общего расхода какого либо ресурса, не превышая предписанного предела.

К. ПОПЕСКУ, Х. ПАПАНДОНАТУ, М. ПАНКУ, Н. ТЕОДОРЕСКУ: „К автоматизации процессов, происходящих во вращающихся печах для клинкера”

Описана установка, осуществленная для печи СР 800 на цементном заводе в Фиенах, при помощи которой автоматически регулируется расход воздуха, необходимого для горения, воздействуя для этого на шторные регистры таким образом, что содержание кислорода в сжигаемых газах поддерживается в пределах 1,8—2,8 % O_2, создавая в то же время условия для поддержания в определённых пределах температуры звакуируемых газов.

Таким образом осуществляется оптимальное сжигание, которое характеризуется минимальным количеством допускаемого воздуха и достижением максимальной температуры горения (в производственных условиях).

Выравниванием температуры отработанных газов, вследствие теплообмена, достигается более равномерная работа в отношении теплового режима в печи и более равномерная выработка клинкера.

Consolidări ale unor hale în urma schimbării sarcinilor climatice datorită extinderii

Ing. M. Racoviță

1. GENERALITĂȚI

În urma extinderii unui grup de hale metalice de construcție mai veche din cadrul uzinei Electroputere a apărut necesitatea unor consolidări, atît din cauza redistribuirii sarcinilor utile — poduri rulante mai mari, procese tehnologice noi etc. — cît mai ales din cauza noilor condiții de solicitare la acțiunea sarcinilor climatice.

Prin construirea alăturată a unor hale noi mai înalte, s-a înlăturat acțiunea directă a vîntului pe latura respectivă; în schimb, s-au creat condiții favorabile acumulărilor de zăpadă.

Cu toate că în mod aparent acest lucru nu prezenta prea mare importanță, s-a dovedit că tocmai consolidările, datorită noilor sarcini climatice, ridicau problemele cel mai delicate.

Dacă evaluarea sarcinilor utile s-a putut face ușor și precis, fără ca verificarea elementelor și volumul consolidărilor necesare să ridice probleme speciale, în schimb la consolidarea datorită noilor sarcini climatice s-au întîmpinat dificultăți.

Prima dificultate era evaluarea cît mai aproape de realitate a sarcinii date de acumulările de zăpadă, o apreciere prea acoperitoare putînd conduce la soluții prohibitive.

În al doilea rînd, forma acoperișului excluzînd orice măsuri de curățire a zăpezii, iar solicitarea crescînd de aproape trei ori față de cea considerată la dimensionare (de la 75 kg/m^2 la peste 200 kg/m^2), consolidarea afecta în primul rînd elementele din învelitoare — plăci și pane — reprezentînd un volum imens de lucru.

În al treilea rînd, lucrările de consolidare nu trebuiau să necesite întreruperea procesului tehnologic din hale. Din aceste motive au fost necesare studii atente, încercări și analize urmărind cunoașterea cît mai exactă cu putință a celor două aspecte principale:

a) Stabilirea cît mai exactă a sarcinii date de zăpadă în funcție de forma acoperișului, de condițiile meteorologice locale, de microclimatul halelor etc.

b) Stabilirea capacității portante a elementelor de învelitoare, prin încercări, și a caracteristicilor materialului metalic, prin analize de laborator.

2. DATE GENERALE ASUPRA CONSTRUCȚIEI

Grupul de hale existente, de construcție metalică nituită, este alcătuit dintr-o navă centrală mai înaltă, de 24 m deschidere, cu două colaterale a cîte două deschideri de 18 m fiecare, și o hală transversală de aceeași înălțime cu nava centrală, plus o serie de hale longitudinale, reprezentînd extinderi mai vechi ale grupului central.

După cum se arată în figura 1, extinderile noi sînt alcătuite din unele prelungiri ale halelor existente și din două hale noi dispuse în lungul uneia din halele colaterale, astfel încît zona acestui acoperiș înconjurat pe trei părți de hale mai înalte prezintă condiții pentru acumulări importante de zăpadă, cu atît mai mult cu cît este brăzdat de luminătoare transversale la fiecare 12 m, alcătuind o casetare a suprafeței acoperișului. Într-o situație asemănătoare, însă cu posibilități de acumulare mult mai mici, este și acoperișul halei colaterale opuse, de o construcție identică.

Învelitoarea acestor acoperișuri este alcătuită din plăci subțiri (de 8 cm grosime) din beton cu agregate ușoare (tufuri vulcanice) — bimsbeton — destul de fragile și avînd goluri longitudinale (fig. 2). Plăcile sînt susținute de pane din profile I 30 de 12 m deschideri și 2,25 m interax. Fermele cu tălpi paralele și o singură pantă, acoperind cele două deschideri ale fiecărei colaterale, sînt înglobate în luminătoarele transversale, fiind rezemate la mijloc pe stîlpi pendulari, neavînd asigurată continuitatea și lucrînd în condiții de simplă rezemare pentru fiecare deschidere. Scheletul luminătoarelor transversale formează aparent un sistem de contrafișe, fără a prelua însă rolul unor adevărate contrafișe pentru pane.

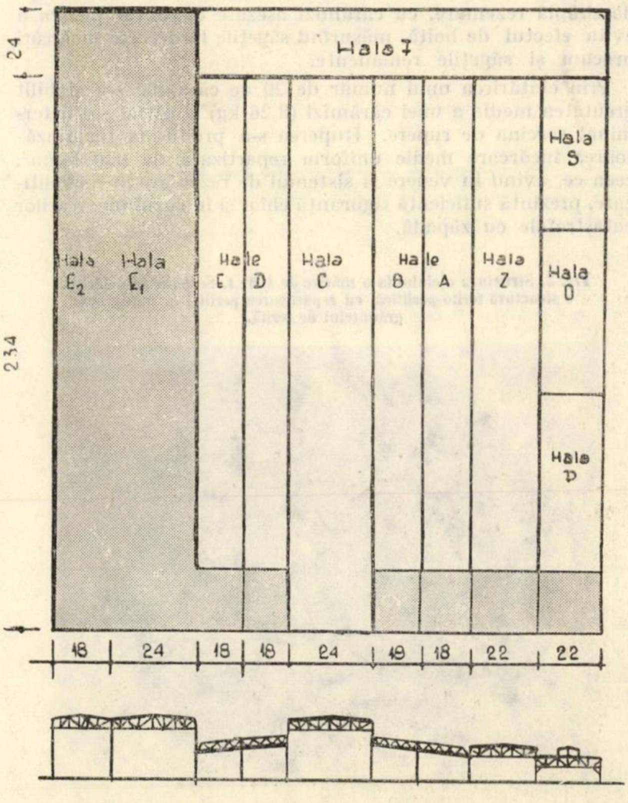
Toate aceste elemente au fost dimensionate inițial în sistemul static arătat, pentru o sarcină din zăpadă de 75 kg/m^2 prin metoda rezistențelor admisibile cu o rezistență admisibilă de 1 400 kg/cm^2, conform notelor de calcul păstrate de la o firmă germană care a proiectat halele respective.

3. ÎNCERCĂRI ȘI ANALIZE DE LABORATOR

Pentru a stabili în mod judicios ordinul de mărime și felul repartiției zăpezii în situația arătată, datele furnizate de standardele românești și străine nu erau suficiente. Pentru aceasta s-a recurs și la ajutorul Institutului meteorologic de unde s-au extras date statistice asupra grosimilor maxime zilnice ale stratului de zăpadă, precum și asupra durității lui pe o perioadă de 16 ani (inclusiv anul catastrofal 1954), în zona Craiovei. Pe baza analizării acestor date statistice și ținînd seama de curba acumulărilor de zăpadă în zonele de adăpost aerodinamic pe baza vitezei vîntului, în condițiile de influență mediteraneană, localizată între 2 și 5 *h* (*h* fiind înălțimea obstacolului), apreciind că valorile densităților în cazul grosimilor mari de zăpadă pot depăși 0,3 — 0,4 g/cm^3, s-a trasat curba încărcărilor cu zăpadă în diferite puncte ale acoperișului considerat.

În tabela 1 sînt arătate comparativ încărcările uniforme pe m^2, care au rezultat avînd la bază cîteva căi diferite de documentare. Pe baza tuturor datelor obținute s-a acceptat o sarcină uniform repartizată de 200 kg/m^2 pentru prima

Fig. 1. Grupul de hale metalice după extindere (zonele hașurate reprezintă extinderea)



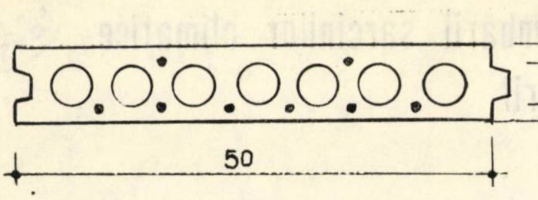


Fig. 2. Secțiune printr-o placă de acoperiș din bimsbeton (beton cu agregate ușoare)

etapă a verificării elementelor de rezistență. Avînd în vedere caracterul accidental, precum și alte considerente — ca : analize ale materialului metalic, posibilitatea formării articulațiilor plastice etc. — s-a admis verificarea la această sarcină cu o rezistență admisibilă de 1 600 kg/cm^2 .

Tabela 1

Încărcări cu zăpadă uniform distribuită avînd la bază diferite surse de documentare

Sursa de documentare	Încărcarea de bază kg/m^2 gz	Coeficient de supraîncărcare cz	Sarcina pe m^2 kg/m^2
Normativ condiționat pentru calcul la stări limită	100	2	200
STAS 946—56	100	la apreciere	140
OST 90 058—40	100	1,4	140
Datele Institutului meteorologic	115	2	230

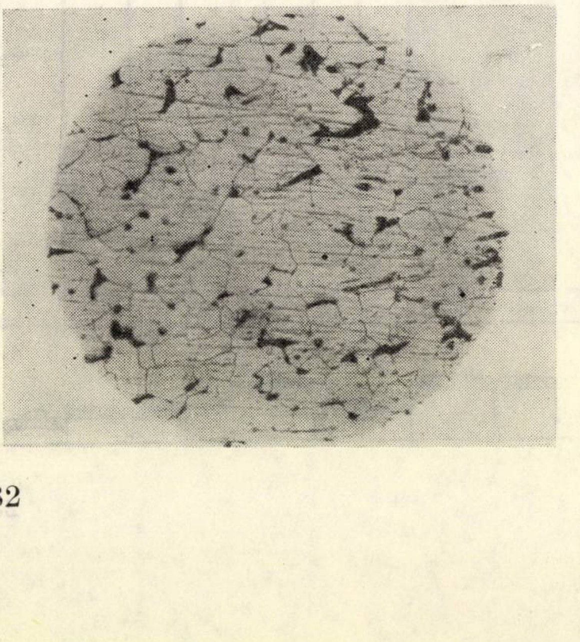
Pentru a lămuri cel de al doilea aspect al problemei și anume caracteristicile materialului și capacitatea portantă a unor elemente s-a procedat la următoarele încărcări și analize.

În primul rînd s-au extras cîteva plăci de acoperiș din porțiunea ce urma a fi demolată pentru a se face legătura cu extinderea și s-a procedat la încărcarea directă a acestora pînă la rupere în felul următor :

Plăcile extrase intacte au fost încărcate la sol în condiții de simplă rezemare, cu cărămizi așezate distanțat pentru a evita efectul de boltă, măsurînd săgețile la diverse încărcări precum și săgețile remanente.

Prin cîntărirea unui număr de 20 de cărămizi s-a stabilit greutatea medie a unei cărămizi (3,26 kg) și astfel s-a determinat sarcina de rupere. Ruperea s-a produs la surprinzătoarea încărcare medie uniform repartizată de 640 kg/m^2, ceea ce, avînd în vedere și sistemul de rezemare și monolitizare, prezintă suficientă siguranță chiar și în cazul încărcărilor catastrofale cu zăpadă.

Fig. 3. Structura oțelului la o mărire de 120 : 1. Se pune în evidență o structură ferito-perlitică, cu repartizarea perlitei la marginea grăuntelui de ferită.



Pentru determinarea calităților oțelului folosit în construcție s-au extras epruvete din diferite elemente metalice, care au fost supuse la următoarele probe de laborator :

— analiză chimică ;

— analiză metalografică ;

— încercări mecanice (tracțiune, îndoire la rece și reziliență) ;

— încercări de sudabilitate.

O parte din rezultatele încercărilor și analizelor sînt arătate în tabelele 2 și 3 și în figurile 3 și 4.

În concluzie, în urma analizelor de laborator, rezultă că oțelul este necalmat, cu un conținut de impurități (S+P) admisibil, cu proprietăți tehnice relativ bune, prezentînd o scădere a rezistenței îmbinărilor sudate acoperitoare pentru calitatea unui oțel OL 38.

Tabela 2

Rezultatul încercărilor la tracțiune asupra epruvetelor

Nr. epruv.	Limita de curgere kgf/mm^2	Rezistența la rupere kgf/mm^2	Alungire relativă la rupere	Observații
1	39,0	58,0	33,4	
2	39,8	61,0	34,0	
1	—	53,5	—	Încercarea cusăturii
2	—	53,5	—	
1	—	42,3	—	Încercarea sudării
2	—	39,2	—	Ruperea s-a făcut în materialul de bază

Încercarea s-a executat după STAS 200—61

4. STABILIREA CONSOLIDĂRILOR

Avînd ca bază de plecare cele două aspecte lămurite — ordinul de mărime a sarcinilor date de zăpadă și calitățile materialului — s-a procedat în prima etapă la verificarea prin calcul a elementelor susceptibile de a fi influențate de noua distribuție a sarcinilor, determinîndu-se elementele în care rezistența admisibilă este depășită.

În mod normal, aceste elemente ar fi trebuit consolidate prin majorarea secțiunii, ceea ce însă ar fi dus la un volum prea mare de consolidări și la perturbarea producției din hale în timpul lucrărilor.

În plus, pentru a obține minimum de consum de material metalic în această ipoteză, ar fi trebuit împinse rezistențele pînă la limita maximă, ceea ce nu ar fi asigurat nici o rezervă de capacitate în cazul depășirii încărcărilor admise, în special la elementele supuse pierderii stabilității.

Din acest motiv problema a trebuit privită și invers, adică nu pornind de la încărcări pentru a stabili consolidarea, ci pornind de la specularea tuturor posibilităților sistemului

Fig. 4. Mărimea grăuntelui austenitic după STAS 5490—56. Din structură rezultă un număr de grăunțe medii de 24 pe o suprafață de 10 cm^2 ceea ce corespunde unui punctaj 5

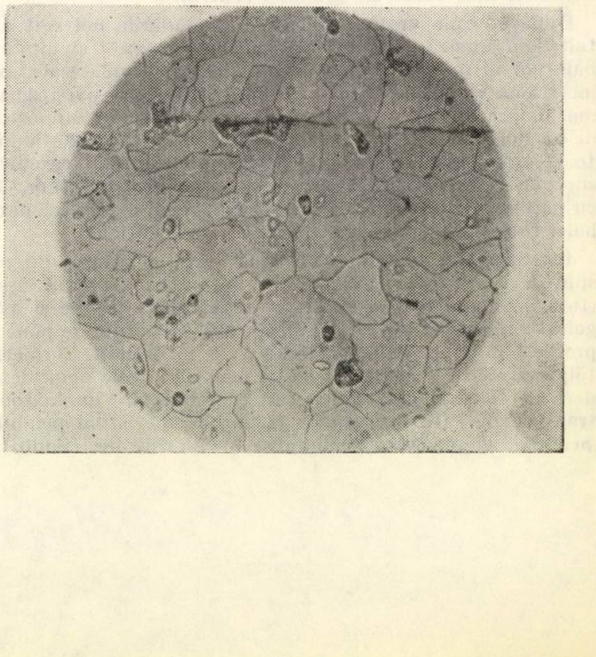


Tabela 3

Rezultatul încercărilor la reziliență

Nr. epruv.	Materialul încercat	Temperatura de încercare °C	KCU 2/30 kgfm/cm²	Felul ruperii
1	2	3	4	5
1	Material bază	20	33,3	Rupere tenace, incompletă
2	idem	20	18,0	idem completă
3	idem	20	23,8	idem completă
1	Material bază	0	1,50	Rupere fragilă completă
2	idem	0	1,24	idem
3	idem	0	2,50	idem
1	Mat. bază	−20	1,39	Rupere fragilă completă
2	idem	−20	1,36	idem
3	idem	−20	1,37	idem
1	Imbinare sudată	20	13,7	Rupere tenace, completă
2	idem,	20	13,1	idem
1	Îmbinare sudată	0	13,4	Rupere fragilă cca. 1/3
2	idem	10	12,3	idem
1	Îmbinare sudată	−20	15,4	Complet tenace
2	idem	−20	9,23	Rupere fragilă 80%

constructiv și verificarea capacității portante cu evidențierea rezervelor disponibile.

În acest fel, consolidarea se poate realiza și pe alte căi, adică prin modificarea sistemului static, acționînd asupra unor prinderi — spre exemplu realizarea continuității, antrenarea unor elemente secundare, cum ar fi ramele luminătoarelor în a prelua rolul din contrafișe la pane etc. sau prin considerarea articulațiilor plastice și așa mai departe.

Astfel, în cazul halelor considerate, cele mai solicitate elemente și cu cea mai mare pondere de consolidări au fost panele și fermele.

În cazul panelor, consolidarea a constat numai în realizarea unor cordoane de sudură între elemente existente în punctele slăbite de găurile de nituri sau la anumite noduri, putînd astfel conta pe o capacitate portantă considerabil sporită dacă se mai au în vedere și următorii factori :

— conlucrarea panelor cu plăcile de acoperiș prin considerarea frecării care ia naștere pe suprafața de contact între plăci și pane și care poate impiedica într-o măsură apreciabilă pierderea stabilității ;

— aportul contrafișelor în micșorarea deschiderilor și deci și a săgeților ;

— considerarea rezervelor de capacitate portantă prin eventualitatea formării de articulații plastice.

În acest fel panele au putut fi consolidate fără adăugare de material, cu un volum de muncă foarte redus și fără compromiterea desfășurării procesului tehnologic normal. Totodată s-a evidențiat și posibilitatea încărcării cu sarcini peste 200 kg/m² în situații catastrofale.

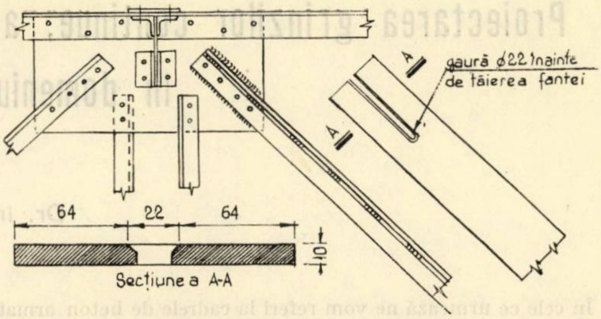


Fig. 5. Detaliu de consolidare a unei bare din grinda cu zăbrele

În cazul fermelor de acoperiș, asigurîndu-se în primul rînd continuitatea pe reazemul central în dreptul stîlpului pendular, consolidarea s-a dovedit necesară numai la un număr redus de bare. Aceste bare au fost consolidate prin sudarea unei platbande suplimentare, ușor de montat datorită unor crestături prevăzute la capete și care dau posibilitatea prinderii în furculiță de guseele nodurilor (fig. 5).

Aceste consolidări au fost dimensionate, nu pornind de la sarcina admisă de 200 kg/m², ci considerînd capacitatea în ansamblu a fermelor și verificînd sarcina capabilă maximă, superioară celei admise, fără ca acest lucru să ducă la supradimensionări sau consumuri neraționale. Celelalte consolidări, legate de data aceasta și de sarcinile utile — spre exemplu stîlpii sau grinzile de rulare — nu au prezentat probleme deosebite, solicitările putînd fi stabilite mult mai precis.

5. CONCLUZII

Din analizarea problemelor ridicate de consolidările la halele descrise se desprind mai multe aspecte specifice.

În primul rînd, ponderea cu care au intervenit sarcinile date de aglomerările de zăpadă în solicitarea construcției după extindere.

În al doilea rînd, dificultatea stabilirii sarcinilor date de zăpadă, fiind necesară o analiză foarte complexă. Această analiză a fost necesară deoarece aprecierea numai pe baza datelor din STAS este foarte labilă, neprezentînd siguranță în acest caz, iar o supraevaluare putînd duce la lucrări de consolidare neraționale.

În al treilea rînd, se pune în evidență existența unei mari rezerve de capacitate portantă existentă și folosită la consolidare prin conlucrarea între diversele elemente, prin schimbarea sistemului static sau prin considerarea articulațiilor plastice, evitînd astfel lucrări greoaie de consolidare prin dublarea elementelor, cu toate consecințele : stagnări în procesul tehnologic, schelărie, consum mare de material etc.

Efortul depus pentru analizarea condițiilor de încărcare cu zăpadă și pentru efectuarea probelor și încercărilor amănunțite de laborator a fost răsplătit prin soluționarea consolidării halelor cu un minimum de investiție, în condiții de suficientă siguranță.

Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic* III.

Cadre

Dr. ing. V. Petcu
INCERC

În cele ce urmează ne vom referi la cadrele de beton armat ale căror sarcini temporare de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă, aplicate vertical, formează fie o singură schemă, fie mai multe scheme de încărcare.

1. CADRE CONTINUE CU O SINGURĂ SCHEMĂ DE ÎNCĂRCARE

Momentele de calcul ale cadrelor continue, ale căror sarcini temporare de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă, aplicate vertical, formează o singură schemă de încărcare, sînt, de regulă, egale cu momentele elastice maxime (în valoare absolută) produse de sarcinile permanente, temporare şi accidentale, luate cu valorile lor de calcul.

Se admite redistribuirea plastică a momentelor de pe reazemele riglelor unor astfel de cadre atunci cînd o astfel de operaţie conduce la avantaje constructive sau de altă natură. În astfel de cazuri, momentul de calcul din secţiunea critică de pe un reazem este dat de relaţia (1), iar aria armăturii se poate stabili cu relaţia (2).

Se menţionează că în cazul cadrelor, M_e din relaţia (1) este momentul elastic maxim (în valoare absolută) produs de sarcinile permanente, temporare şi accidentale, luate cu valorile lor de calcul.

Coeficientul m din relaţiile (1) şi (2) se ia cel mult egal cu cel mai mic dintre coeficienţii m_u şi m_n.

Coeficientul m_u se ia din tabela 2.

Coeficientul m_n este dat de relaţia

$$m_n = \frac{M_g + M_h + M_p}{M_g + M_h + M_p^n}, \qquad (17)$$

în care:

M_g este momentul elastic (în valoare absolută) din secţiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile permanente şi temporare de lungă durată cu acţiune continuă, aplicate vertical, luate cu valorile lor de calcul;

M_h — momentul elastic maxim (în valoare absolută) din secţiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile temporare şi accidentale aplicate orizontal, luate cu valorile lor de calcul;

M_p — momentul elastic (în valoare absolută) din secţiunea critică de pe reazemul considerat, produs de sarcinile temporare de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă, aplicate vertical, luate cu valorile lor de calcul;

M_p^n — momentul elastic (în valoare absolută) din secţiunea critică considerată, produs de sarcinile temporare de scurtă durată şi de lungă durată cu acţiune intermitentă, aplicate vertical, luate cu valorile lor normate.

La cadrele la care se face redistribuirea plastică a momentelor de pe reazemele riglelor, momentul de calcul din cîmpul unei deschideri se determină după cum urmează:

a) Se determină momentul elastic maxim din cîmpul deschiderii, produs de sarcinile permanente, temporare şi accidentale, luate cu valorile lor de calcul;

b) Se determină momentul încovoietor în secţiunea critică din cîmpul deschiderii, din condiţia ca deschiderea să fie în echilibru sub acţiunea simultană a tuturor sarcinilor verticale de calcul şi a momentelor de calcul de pe reazeme.

Momentul de calcul din cîmpul deschiderii considerate este egal cu valoarea cea mai mare a momentelor determinate în cele două ipoteze de mai sus.

Ca şi la grinzile continue cu o singură schemă de încărcare, forţele tăietoare de calcul de la marginile reazemelor riglelor cadrelor sînt date de calculul static în domeniul elastic. Excepţie fac capetele simplu rezemate, la care forţele tăietoare de calcul se obţin din forţele tăietoare date de calculul static în domeniul elastic prin mărirea acestora cu 10 %.

Momentele de calcul ale stîlpilor cadrelor cu o singură schemă de încărcare sînt date de calculul static în domeniul elastic.

Toate indicaţiile de calcul date mai sus se aplică şi cadrelor cu noduri fixe, cu o singură deschidere.

Exemplu de calcul

Se consideră un cadru cu trei deschideri egale şi un singur nivel, articulat în fundaţii, solicitat în toate deschiderile de sarcini verticale uniform distribuite, precum şi de o sarcină orizontală uniform distribuită pe înălţimea unui stîlp marginal, care poate acţiona în ambele sensuri, totdeauna spre interiorul cadrului. Stîlpii au acelaşi moment de inerţie I_s iar riglele au acelaşi moment de inerţie I_r.

Schema geometrică a cadrului şi modul lui de solicitare sînt date în figura 4.

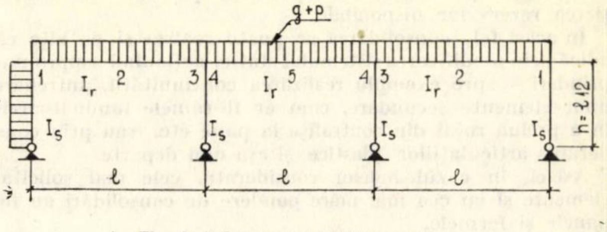


Fig. 4. Cadru cu trei deschideri egale

Se dau:

— raportul dintre momentul de inerţie al secţiunilor riglelor şi momentul de inerţie al secţiunilor stîlpilor, $\frac{I_r}{I_s} = 6$;

— raportul dintre înălţimea cadrului şi lungimea unei deschideri, $\frac{h}{l} = \frac{1}{2}$;

— sarcina permanentă de calcul, aplicată vertical, $g = 2$ tf/m;

— sarcina temporară normată, de scurtă durată, aplicată vertical, $p^n = 2$ tf/m;

— sarcina temporară normată, aplicată orizontal, $w^n = 0{,}5$ tf/m;

— coeficientul de supraîncărcare al sarcinii temporare de scurtă durată aplicate vertical, şi al sarcinii temporare aplicate orizontal, $n = 1{,}4$;

— lăţimea activă a plăcii secţiunii riglei, $b_p = 150$ cm;

— grosimea aripilor secţiunii riglei, $h_p = 7$ cm;

— deschiderea de calcul a riglei, $l = 6{,}00$ m;

— marca betonului, B 200, $R_t = 100$ kgf/cm²;

— marca armăturii, OL 38, $R_a = 2\,100$ kgf/cm².

Se cere determinarea ariilor armăturii întinse din secţiunile critice 1—5 ale riglei, în ipoteza redistribuirii momentelor de pe reazeme.

Notaţiile folosite au semnificaţiile date în exemplele precedente de calcul.

---

* Continuare din nr. 4 şi 5/1968.

Sarcinile temporare de calcul, aplicate vertical și orizontal au valorile :

$$p = n \cdot p^n = 2{,}8 \text{ tf/m}$$

și

$$w = n.\ w^n = 0{,}7 \text{ tf/m.}$$

Prin utilizarea coeficienților dați în lucrarea [20], pentru momentele elastice (în valoare absolută) produse de sarcinile g, p și w se obțin valorile :

$$M_{e1} = 0{,}0188\ (g + p)\, l^2 + 0{,}0350\, w\, l^2 = 4{,}1 \text{ tf. m};$$

$$M_{e2} = 0{,}0659\ (g + p)\, l^2 = 11{,}4 \text{ tf.m};$$

$$M_{e3} = 0{,}0995\ (g + p)\, l^2 + 0{,}0178\, w\, l^2 = 17{,}7 \text{ tf.m};$$

$$M_{e4} = 0{,}0941\ (g + p)\, l^2 + 0{,}0167\, w\, l^2 = 16{,}7 \text{ tf.m.};$$

$$M_{e5} = 0{,}0309\ (g + p)\, l^2 + 0{,}0020\, w\, l^2 = 5{,}4 \text{ tf.m.}$$

Din predimensionare rezultă pentru inima secțiunii riglei dimensiunile $b \times h = 25 \times 50$ cm și $h_0 \approx 46$ cm.

La calculul ariilor armăturii din secțiunile critice de pe reazeme, se consideră că prin reducerea momentelor la marginea reazemelor, valorile momentelor de pe reazeme, determinate mai sus, scad cu 15%

Ariile armăturii din secțiunile critice ale riglei, corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic, au valorile [16] :

$$A_{ae1} = 3{,}75 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e1} = 0{,}326\,\%;$$

$$A_{ae2} = 12{,}05 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e2} = 1{,}045\,\%;$$

$$A_{ae3} = 18{,}95 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e3} = 1{,}645\,\%;$$

$$A_{ae4} = 17{,}50 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e4} = 1{,}520\,\%;$$

$$A_{ae5} = 5{,}65 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e5} = 0{,}492\,\%.$$

Ținînd seamă de valoarea redusă a ariei armăturii din secțiunea critică 1, redistribuirea plastică a momentelor va afecta numai secțiunile critice 3 și 4.

Din tabela 2 se obține :

$$m_{u3} = 1{,}16$$

și

$$m_{u4} = 1{,}19.$$

Pentru secțiunile critice 3 și 4, relația (17) conduce la următoarele valori ale coeficientului m_n :

$$m_{n3} = \frac{17{,}7}{7{,}2 + 0{,}5 + 7{,}2} = 1{,}19 > m_{u3}$$

și

$$m_{n4} = \frac{16{,}7}{6{,}8 + 0{,}4 + 6{,}8} = 1{,}19 = m_{u4}.$$

În consecință, coeficienții de redistribuție corespunzători secțiunilor critice 3 și 4 au valorile

$$m_3 = 1{,}16$$

și

$$m_4 = 1{,}19.$$

Conform relației (1), momentele de calcul din secțiunile critice 3 și 4 au valorile :

$$M_3 = \frac{M_{e3}}{m_3} = \frac{17{,}7}{1{,}16} = 15{,}3 \text{ tf.m}$$

și

$$M_4 = \frac{M_{e4}}{m_4} = \frac{16{,}7}{1{,}19} = 14{,}0 \text{ tf.m.}$$

Pentru momentele de calcul din secțiunile critice din cîmpuri se obțin următoarele valori :

$$M_2 = 0{,}125\,(g + p)\, l^2 - \frac{M_{e1} + M_3}{2} = 11{,}9 \text{ tf.m} > M_{e2}$$

și

$$M_5 = 0{,}125\,(g + p)\, l^2 - M_4 = 7{,}6 \text{ tf.m} > M_{e5}.$$

Ariile armăturii din secțiunile critice ale riglei, determinate pe baza momentelor de calcul stabilite mai sus (cele de pe reazeme fiind micșorate cu 15% pentru a se ține seamă de reducerea momentelor la marginea reazemelor), au valorile :

$$A_{a1} = A_{ae1} = 3{,}75 \text{ cm}^2; \quad \mu_1 = \mu_{e1} = 0{,}326\,\%;$$

$$A_{a2} = 12{,}55 \text{ cm}^2; \quad \mu_2 = 1{,}090\,\%;$$

$$A_{a3} = 15{,}25 \text{ cm}^2; \quad \mu_3 = 1{,}370\,\%;$$

$$A_{a4} = 14{,}15 \text{ cm}^2; \quad \mu_4 = 1{,}235\,\%;$$

$$A_{a5} = 7{,}95 \text{ cm}^2; \quad \mu_5 = 0{,}692\,\%.$$

Prin redistribuția plastică a momentelor de pe reazeme s-a obținut o reducere a ariilor armăturii cu 19,5% în secțiunea critică 3 și cu 19,2% în secțiunea critică 4, precum și o mărire a ariilor armăturii cu 4,2% în secțiunea critică 2 și cu 40,5% în secțiunea critică 5, în raport cu rezultatele corespunzătoare calculului static în domeniul elastic.

2. CADRE CU MAI MULTE SCHEME DE ÎNCĂRCARE

Momentul de calcul într-o secțiune critică a riglei unui cadru, la care sarcinile temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, aplicate vertical, pot forma două sau mai multe scheme de încărcare, se determină cu relația (1), iar aria armăturii se poate stabili cu relația (2).

Coeficientul de redistribuție m al unei secțiuni critice din cîmpul sau de pe unul din reazemele unei deschideri de riglă cu secțiunea în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, se ia egal cu cel mai mic dintre coeficienții m_u, m_o și m_n. Acești coeficienți se determină după cum urmează :

a) Coeficientul m_u se ia din tabela 2, pentru fiecare secțiune critică.

b) Coeficientul m_o se calculează cu relația (9) și are aceeași valoare pentru toate secțiunile critice ale deschiderii considerate. În relația (9), momentele elastice maxime M^c, M^{st} și M^{dr} sînt date în acest caz de sarcinile permanente, temporare și accidentale, luate cu valorile lor de calcul.

c) Coeficientul m_n se calculează cu relația (17) pentru fiecare secțiune critică. În această relație, M_p și M_p^n sînt momente elastice maxime (în valoare absolută).

La riglele cu secțiunea de formă dreptunghiulară sau în formă de $\perp$ cu talpa în zona întinsă în cîmp, momentele de calcul din cîmpurile deschiderilor se iau egale cu momentele elastice maxime produse de sarcinile permanente, temporare și accidentale, luate cu valorile lor de calcul ($M = M_e$, $A_a = A_{ae}$).

La riglele specificate mai sus, coeficientul de redistribuție al momentului din secțiunea critică de pe un reazem al unei deschideri se determină ca la riglele cu secțiunea în formă de T, cu talpa în zona comprimată în cîmp.

În toate cazurile, distribuția armăturii de-a lungul riglelor se face pe baza înfășurătoarelor momentelor pozitive și negative.

Înfășurătoarea momentelor pozitive dintr-o deschidere se obține ca la grinzile continue cu mai multe scheme de încărcare.

Înfășurătoarea momentelor negative dintr-o deschidere se obține din înfășurătoarea dată de calculul static în domeniul elastic, după cum urmează :

— Se împarte deschiderea în trei zone, astfel încît lungimea fiecărei zone marginale să fie egală cu $\frac{l}{4}$, l fiind lungimea întregii deschideri.

— În zona centrală, înfășurătoarea momentelor negative (dacă acestea există) este identică cu cea dată de calculul static în domeniul elastic.

— În zona marginală aferentă unui reazem, înfăşurătoarea momentelor negative este o diagramă liniară, a cărei ordonată pe reazem este egală cu momentul de calcul de pe reazemul respectiv. Dacă la o distanţă de reazem egală cu $\frac{l}{4}$ nu apar niciodată momente negative, atunci înfăşurătoarea momentelor negative din zona reazemului respectiv se obţine prin unirea cu o linie dreaptă a vîrfului ordonatei de pe reazem cu punctul de moment nul al înfăşurătoarei de momente date de calculul static în domeniul elastic (fig. 5 a). Dacă însă la o distanţă de reazem egală cu $\frac{l}{4}$ apar momente negative, atunci înfăşurătoarea momentelor negative din zona reazemului respectiv se obţine prin unirea cu o linie dreaptă a vîrfului ordonatei de pe reazem cu vîrful ordonatei din secţiunea situată la o distanţă egală cu $\frac{l}{4}$ de reazem, aceasta din urmă aparţinînd înfăşurătoarei de momente date de calculul static în domeniul elastic (fig. 5 b).

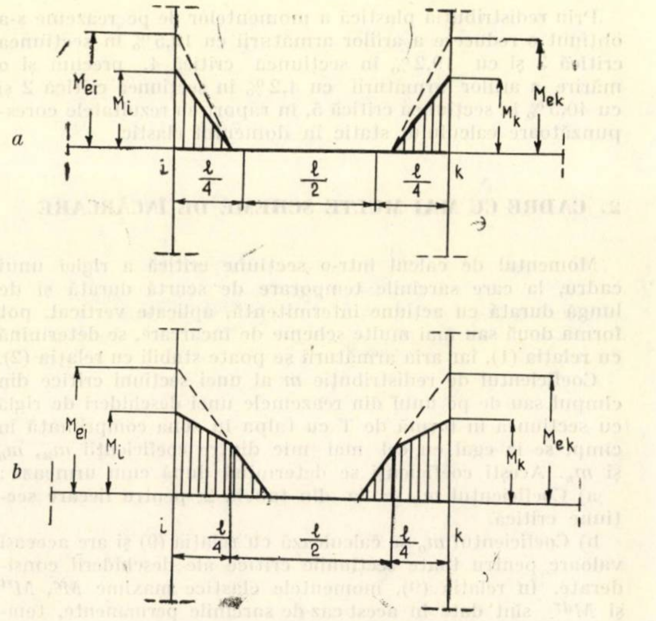


Fig. 5. Înfăşurătoarea momentelor negative

Procedeul de determinare a înfăşurătoarei momentelor negative, bazat pe utilizarea înfăşurătoarei date de calculul static în domeniul elastic, a fost stabilit pe considerente de simplitate şi de precizie cît mai mare în obţinerea acestei diagrame.

Diagramele forţelor tăietoare ale riglelor se obţin din diagramele date de calculul static în domeniul elastic, prin mărirea ordonatelor acestora cu 5% în dreptul reazemelor încastrate şi cu 10% în zona reazemelor simple. Prin aceste majorări se ia în considerație variaţia forţelor tăietoare în procesul de formare succesivă a articulaţiilor plastice.

Momentele de calcul ale stîlpilor cadrelor cu mai multe scheme de încărcare sînt date de calculul static în domeniul elastic.

Exemplu de calcul

Determinarea ariilor armăturii întinse din secţiunile critice 1—5 ale riglei cadrului considerat în exemplul de calcul precedent, în ipoteza că sarcina temporară de scurtă durată aplicată vertical poate forma toate schemele de încărcare indicate în figura 6.

Prin utilizarea coeficienţilor daţi în lucrarea [20], pentru momentele elastice maxime (în valoare absolută) produse de sarcinile g, p şi w se obţin valorile:

$$M_{e1} = 0{,}0188\, g\, l^2 + 0{,}0242\, p\, l^2 + 0{,}0350\, wl^2 = 4{,}7 \text{ tf.m};$$

$$M_{e2} = 0{,}0659\, g\, l^2 + 0{,}0847\, p\, l^2 = 13{,}3 \text{ tf.m};$$

$$M_{e3} = 0{,}0995\, g\, l^2 + 0{,}1129\, p\, l^2 + 0{,}0178\, w\, l^2 = 19{,}0 \text{ tf.m};$$

$$M_{e4} = 0{,}0941\, g\, l^2 + 0{,}1086\, p\, l^2 + 0{,}0167\, w\, l^2 = 18{,}1 \text{ tf.m};$$

$$M_{e5} = 0{,}0309\, g\, l^2 + 0{,}0686\, p\, l^2 + 0{,}0020\, wl^2 = 9{,}2 \text{ tf.m}.$$

Din predimensionare rezultă pentru inima secţiunii grinzii dimensiunile $b \times h = 25 \times 50$ cm şi $h_0 \approx 46$ cm.

Ca şi în cazul exemplului precedent, la calculul ariilor armăturii din secţiunile critice de pe reazeme se consideră că, prin reducerea momentelor la marginea reazemelor, valorile momentelor de pe reazeme, determinate mai sus, scad cu 15%.

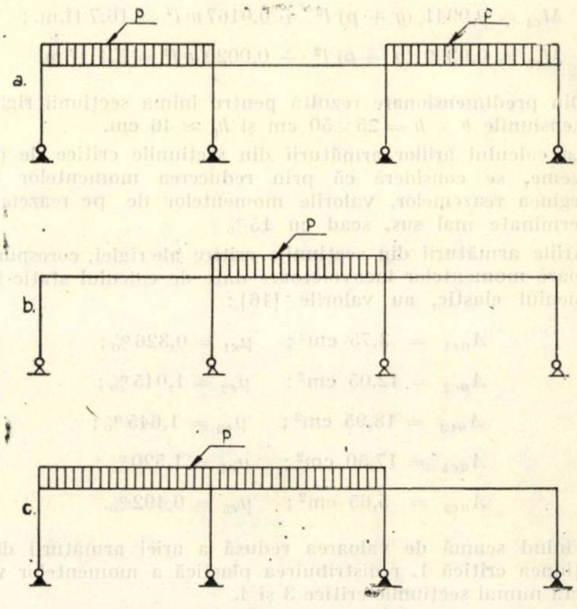


Fig. 6. Schemele de încărcare ale sarcinii temporare verticale

Ariile armăturii din secţiunile critice ale riglei, corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic, au valorile:

$$A_{ae1} = 4{,}32 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e1} = 0{,}375\,\%;$$

$$A_{ae2} = 14{,}05 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e2} = 1{,}225\,\%;$$

$$A_{ae3} = 21{,}40 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e3} = 1{,}860\,\%;$$

$$A_{ae4} = 19{,}35 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e4} = 1{,}680\,\%;$$

$$A_{ae5} = 9{,}67 \text{ cm}^2; \quad \mu_{e5} = 0{,}840\,\%.$$

Ţinînd seamă de valoarea redusă a ariei armăturii din secţiunea critică 1, redistribuirea momentelor va afecta numai secţiunile critice 2—5.

Din tabela 2 rezultă:

$$m_{u2} = 1{,}25,$$

$$m_{u3} = 1{,}13,$$

$$m_{u4} = 1{,}15,$$

$$m_{u5} = 1{,}37.$$

Cu relaţia (9) se obţine ($\xi_c = 0{,}5$):

$$m_{o2} = m_{o3} = \frac{13{,}3 + 0{,}5 \times 4{,}7 + 0{,}5 \times 19{,}0}{21{,}6} = 1{,}16$$

şi

$$m_{o4} = m_{o5} = \frac{9{,}2 + 18{,}1}{21{,}6} = 1{,}26.$$

Relaţia (17) conduce la umătoarele valori :

$$m_{n2} = \frac{13,3}{10,9} = 1,22$$

$$m_{n3} = \frac{19,0}{15,8} = 1,20$$

$$m_{n4} = \frac{18,1}{15,0} = 1,20$$

şi

$$m_{n5} = \frac{9,2}{7,2} = 1,28.$$

În consecinţă, coeficienţii de redistribuţie corespunzători secţiunilor critice 2 — 5 au valorile :

$$m_2 = m_{o2} = 1,16$$

$$m_3 = m_{u3} = 1,13$$

$$m_4 = m_{u4} = 1,15$$

$$m_5 = m_{o5} = 1,26.$$

Conform relaţiei (2), ariile armăturii din secţiunile critice 2 — 5 au valorile :

$$A_{a2} = \frac{A_{ae2}}{m_2} = \frac{14,05}{1,16} = 12,15\ \text{cm}^2\ ;\ \mu_2 = 1,055\ \%\ ;$$

$$A_{a3} = \frac{A_{ae3}}{m_3} = \frac{21,40}{1,13} = 18,95\ \text{cm}^2\ ;\ \mu_3 = 1,675\ \%\ ;$$

$$A_{a4} = \frac{A_{ae4}}{m_4} = \frac{19,35}{1,15} = 16,85\ \text{cm}^2\ ;\ \mu_4 = 1,465\ \%\ ;$$

$$A_{a5} = \frac{A_{ae5}}{m_5} = \frac{9,67}{1,26} = 7,67\ \text{cm}^2\ ;\ \mu_5 = 0,767\ \%.$$

Rezultatele astfel obţinute arată că prin redistribuirea plastică a momentelor s-au realizat reduceri cu 13,5 %, 11,5 %, 12,7 % şi 20,7 % ale ariilor armăturii din secţiunile critice 2, 3, 4 şi 5.

Contribuţii la introducerea calculului probabilităţilor la dimensionarea elementelor de beton armat

Ing. I. Bălăuţă
C.S.C.A.S.

Metoda de calcul la stări limită a depăşit caracterul strict determinist al vechilor metode de dimensionare la rupere şi al rezistenţelor admisibile prin fracţionarea coeficientului de siguranţă unic, propriu metodelor enumerate, în trei coeficienţi diferiţi şi determinarea acestora prin metodele statisticii matematice.

Variabilitatea calităţii materialelor se ia în considerare în metoda stărilor limită prin înmulţirea rezistenţei medii a fiecărui material cu un coeficient de omogenitate K, obţinîndu-se în felul acesta rezistenţa de calcul. De reţinut este însă modul în care s-au stabilit coeficienţii de omogenitate ai oţelului în cazul elementelor de beton armat. Aşa cum rezultă din normativul pentru calculul structurilor de beton armat la stări limită, coeficientul de omogenitate pentru oţel s-a determinat cu ajutorul unor serii mari de încercări, folosind metodele statisticii matematice. Nivelul acestuia a fost astfel ales încît să corespundă unei probabilităţi de 1,35 ‰ de atingere a rezistenţei de calcul şi este egal cu $1 - \frac{3\bar{\tau}}{R}$ în care $\bar{\tau}$ este abaterea medie pătratică, iar R — rezistenţa medie, caracteristică fiecărei mărci de oţel [1].

Cu alte cuvinte, metoda stărilor limită admite riscul de 1,35 ‰ ca armătura din elementele de beton armat să ajungă la curgere în momentul în care este atinsă rezistenţa de calcul.

Deoarece un rezultat cu probabilitate de 1,35 ‰ se consideră practic imposibil, admiterea acestui risc echivalează de fapt cu imposibilitatea apariţiei fenomenului de curgere a armăturilor în momentul atingerii rezistenţei de calcul. Desigur că prin determinarea coeficienţilor de omogenitate ai materialelor prin metodele statisticii matematice, prescripţiile de calcul la stări limită, atît la noi în ţară, cît şi din străinătate, permit într-o oarecare măsură folosirea mai raţională a proprietăţilor materialelor la dimensionarea elementelor de construcţii, în comparaţie cu metodele de dimensionare la rupere sau ale rezistenţelor admisibile. Cu determinarea încărcărilor şi a rezistenţelor de calcul bazate pe metodele statisticii matematice, prescripţiile de calcul la stări limită încetează investigarea probabilistică a fenomenelor care intervin în dimensionarea elementelor de construcţii.

Ţinînd seamă de faptul că la dimensionarea elementelor din beton armat apar unele mărimi a căror valoare manifestă variabilitatea statistică, este posibil ca valoarea acestora să se stabilească mai riguros printr-o analiză mai adîncită, bazată pe teoria probabilităţilor.

După cum s-a arătat, coeficienţii de omogenitate s-au stabilit în metoda de calcul la stări limită, astfel încît se admite riscul de 1,35 ‰ ca armătura elementelor de beton să curgă în momentul atingerii rezistenţei de calcul. Acest risc este însă riguros respectat numai pentru cazul unui element de beton armat cu o singură bară de oţel. În cazul unui element de beton armat cu mai multe bare de oţel, riscul ca toate barele să curgă în aceeaşi secţiune, înainte de atingerea rezistenţei de calcul, este mult mai mic.

Rezultă că în cazul elementelor de beton armat, cu cît numărul de bare cu care este armat elementul este mai mare, riscul ca ansamblul acestora să curgă într-o secţiune înainte de atingerea rezistenţei de calcul este din ce în ce mai mic (întrucît ne găsim în cazul unor evenimente independente*, probabilitatea de curgere simultană a mai multor bare în aceeaşi secţiune este egală cu produsul probabilităţilor de curgere a fiecărei bare în parte).

Pornind de la această observaţie, articolul de faţă îşi propune să fundamenteze teoretic şi să stabilească cantitativ, aplicînd rezultatele teoriei probabilităţilor, care este influenţa numărului de bare dintr-un element de beton armat asupra rezistenţei de calcul a întregului ansamblu de armături.

În primul rînd trebuie să arătăm că rezistenţa de curgere a armăturilor este o variabilă aleatoare, care se distribuie după o anumită lege. În cazul oţelului-beton se poate considera că distribuţia frecvenţei limitei de curgere tinde spre o curbă teoretică, care nu este alta decît legea normală (curba lui Gauss).

Ţinînd seamă de aceasta şi avînd în vedere că la elementele de beton este caracteristic faptul că în fiecare secţiune eforturile de tensiune sînt preluate de un ansamblu de bare de oțel, putem afirma că *acesta, din punctul de vedere al rezistenței de curgere, formează o colectivitate statistică. Rezistența ansamblului este dependentă de numărul barelor din care este format ansamblul, de curba de repartiție a rezistenței de curgere proprie fiecărei mărci de oțel din care sînt prevăzute armăturile și de riscul admis.*

---

* Termenul de evenimente independente are înţeles strict probabilistic în sensul că rezistenţa de curgere a unei bare într-o secţiune este independentă de rezistenţele de curgere ale celorlalte bare în aceeaşi secţiune.

Dacă notăm cu :

p — probabilitatea curgerii unei armături într-o secțiune înainte de atingerea rezistenței de calcul ;

n — numărul de bare din care este format ansamblul de armături dintr-o secțiune :

$\frac{n!}{x!(n-x)!} p^{n-x} (1-p)^x$ — probabilitatea ca $n-x$ bare din n să ajungă la curgere într-o secțiune înainte de atingerea rezistenței de calcul ;

scriem condiția : probabilitatea ca într-o secțiune întreg ansamblul de bare să ajungă la curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul, să nu depășească riscul admis de $1{,}35^0/_{00}$.

$$\sum_{x=0}^{k} = \frac{n!}{x!(n-x)!} p^{n-x} (1-p)^x \leqslant 0{,}00135 \qquad (1)$$

în care $k \leqslant \frac{n}{2}$, unde k este un întreg.

Relația de mai sus se bazează pe repartiția binomială (schema urnei lui Bernoulli, cu două stări, cazul bilei întoarse), întrucît procesul studiat este similar schemei respective.

În relația (1) suma a fost extinsă de la 0 la $k \leqslant \frac{n}{2}$ întrucît s-au luat în considerare toate cazurile defavorabile, inclusiv probabilitatea ca și cel puțin 50 % din bare să ajungă la curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul. Aceasta pentru a preîntîmpina fenomenul de supraîncărcare peste limita de curgere a celorlalte bare care nu au ajuns încă la curgere în momentul atingerii rezistenței de calcul. În acest fel este satisfăcută condiția impusă, respectiv ca ansamblul de bare să nu ajungă la limita de curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul cu o probabilitate de $1{,}35^0/_{00}$.

Din relația (1) se determină p, respectiv probabilitatea curgerii unei armături într-o secțiune înainte de atingerea rezistenței de calcul.

Cunoscînd probabilitatea p și funcția de repartiție a rezistenței de curgere (care, așa cum rezultă din determinările făcute, respectă o lege normală) se poate determina limita superioară a rezistenței de calcul cu ajutorul relației :

$$P(\rho < R_c) = \Phi\left(\frac{R_c - R_m}{\bar{\sigma}}\right) = p. \qquad (2)$$

$P(\rho < R_c) = p$ — reprezintă probabilitatea ca rezistența de curgere a armăturii să se găsească în intervalul $(0, R_c)$;

$\Phi\left(\frac{R_c - R_m}{\bar{\sigma}}\right)$ — funcția lui Laplace ;

$\bar{\sigma}$ — abaterea medie patratică a variabilei aleatoare ρ (rezistența de curgere a armăturii).

R_m — rezitența medie de curgere

R_c — rezistența de calcul corespunzătoare riscului admis.

Cu ajutorul tabelelor funcției Laplace se determină R_c respectiv rezistența de calcul corespunzătoare riscului admis.

Se poate demonstra că în relația (1) p crește odată cu n (pentru $0 < p < 0{,}5$ și n nu prea mare).

De asemenea $\Phi(\rho)$ fiind o funcție monoton nedescrescătoare determină la orice creștere a lui p o creștere corespunzătoare lui R_c, respectiv a rezistenței de calcul a ansamblului de bare.

Deci putem enunța :

Rezistența de calcul a unui ansamblu de bare prevăzut să preia un anumit efort într-o secțiune de beton armat crește odată cu numărul barelor din care este format ansamblul, pentru același risc admis de curgere a armăturilor.

Pentru exemplificare, să considerăm o secțiune de beton armat supusă la încovoiere, în care ansamblul de armături este format din cinci bare cu diametrul de peste 12 mm din oțel marca OL 38.

Rezistența medie și abaterea medie standard pentru oțelul OL 38, în lipsa unor studii statistice asupra variabilității acestora în cadrul loturilor de oțel-beton*, s-a luat $R_a = 2765$ kg/cm², respectiv $\bar{\sigma} = 328$ kg/cm² în conformitate cu studiul statistic asupra oțelurilor încercate în R. S. R. în anul 1965, elaborat de INCERC [2].

În această situație, în exemplul care urmează, rezultatul trebuie considerat numai sub aspect calitativ ca o exemplificare a aspectelor arătate în prezentul articol, întrucît este de presupus că variabilitatea statistică a limitei de curgere este mai mică în cadrul loturilor izolate, decît mărimile rezultate în studiul INCERC, care se referă la mulțimea tuturor armăturilor din OL 38 încercate în țara noastră într-o anumită perioadă.

Conform normativului în vigoare, rezistența de calcul se ia 2 100 kg/cm ². Dacă se aplică relațiile de mai sus, se obține :

$$p^5 + \frac{5!}{1!\cdot 4!} p^4 (1-p) + \frac{5!}{2!\cdot 3!} p^3 (1-p)^2 \leqslant 0{,}00135,$$

în care :

p^5 este probabilitatea ca toate cele cinci bare să ajungă în aceeași secțiune la limita de curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul ;

$\frac{5!}{1!\cdot 4!} p^4 (1-p)$ — probabilitatea ca patru bare din cinci să ajungă în aceeași secțiune la limita de curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul ;

$\frac{5!}{2!\cdot 3!} p^3 (1-p)^2$ — probabilitatea ca trei bare din cinci să ajungă în aceeași secțiune la limita de curgere înainte de atingerea rezistenței de calcul.

Rezultă : $p = 0{,}051$

$$\Phi\left(\frac{R_c - 2\,785}{328}\right) = 0{,}051 ; \quad \frac{R_c - 2\,785}{328} = -1{,}63$$

$$R_c = 2\,250 \text{ kg/cm}^2.$$

Deci rezistența de calcul pentru un ansamblu format din cinci bare de oțel marca OL 38 poate fi luată 2 250 kg/cm².

Față de rezistența indicată în normativ, rezistența de calcul crește cu 7 %. Aceasta, în fond, ar echivala cu o reducere a cantității de armătură în aceeași proporție.

În realitate, efectul numărului de bare asupra rezistenței de calcul este mai mic decît a rezultat în exemplul de mai sus, întrucît, așa după cum s-a arătat, nu s-a dispus de date statistice asupra loturilor de oțel-beton, însă destul de semnificativ în ceea ce privește posibilitatea realizării unor economii sensibile de oțel-beton prin proiectare.

---

* În realizarea practică a construcțiilor din beton armat, armăturile unui element fac parte dintr-un anumit lot de oțel-beton provenind de la aceeași uzină metalurgică și executat din aceeași șarjă de oțel; variația caracteristicilor oțelului dintr-un lot este deci influențată de această împrejurare.

Aplicarea în proiectare a rezistenţelor de calcul diferenţiate în funcţie de numărul barelor considerăm că nu prezintă dificultăţi, întrucît nu necesită nici o modificare în tehnica calculului obişnuit metodei la stări limită. La alegerea numărului de bare pe baza secţiunii de armătură rezultată ca necesară din calcul, s-ar putea folosi un tabel în care secţiunile nominale ale barelor ar fi majorate, în funcţie de numărul acestora, cu raportul dintre rezistenţa de calcul corespunzătoare numărului de bare şi rezistenţa de calcul prevăzută în normativ

CONCLUZII

1. Aplicarea teoriei probabilităţilor la determinarea rezistenţei de calcul a armăturii elementelor de beton armat conduce la concluzia că rezistenţa de calcul a unui ansamblu de bare de oţel creşte odată cu numărul barelor din care este format ansamblul, avînd în vedere că probabilitatea de a se atinge limita de curgere a tuturor barelor într-o secţiune este cu atît mai mică cu cît numărul armăturilor este mai mare.

2. Introducerea în proiectarea curentă a rezistenţelor de calcul diferenţiate în funcţie de numărul de bare trebuie să fie precedată şi de rezolvarea acestei probleme din punctul de vedere al statisticii matematice. În acest scop considerăm că este necesar să se facă o serie întreagă de încercări asupra loturilor de oţeluri, să se analizeze curbele de repartiţii statistice obţinute, să se determine curbele teoretice de repartiţii şi să se stabilească caracteristicile acestora. De asemenea, mai rămîne de studiat în ce măsură controlul prevăzut de standarde, atît în ceea ce priveşte verificarea calităţii loturilor, cît şi condiţiile de recepţie ale acestora pot fi extinse şi în cazul folosirii rezistenţelor de calcul diferenţiate în funcţie de numărul de bare.

Bibliografie

[1] *,* *Normativ condiţionat pentru calculul construcţiilor la stări limită*. CSCAS – 1962

[2] *,* *Studiu statistic pentru oţelurile – beton încercate în anul 1965*. INCERC. Bucureşti, 1966.

Fundaţii pe piloţi scurţi precomprimaţi cu secţiunea transversală în formă de stea

Conf. ing. A. Mihul, ing. A. Cuciureanu, ing. St. Enescu, ing. şef V. Gherman
Institutul politehnic Iaşi **T.R.C. Bacău**

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Fundaţiile de mică adîncime din beton şi beton armat nu asigură condiţii pentru organizarea mecanizată a execuţiei lucrărilor ciclului zero; în acelaşi timp, fundaţiile continue sînt dezavantajos solicitate din efectul tasărilor diferenţiate ce pot apărea în timpul exploatării construcţiilor rezemate pe terenuri cu grade sporite de deformare sau cele care prezintă o structură neomogenă. Tasările diferenţiate la astfel de construcţii duc totodată la apariţia unor solicitări suplimentare nedorite în structurile de rezistenţă static nedeterminate.

Unul dintre sistemele de fundare care rezolvă deosebit de avantajos problema industrializării ciclului zero, propriu oricăror terenuri, inclusiv celor care prezintă tasări diferenţiate mari, este cel pe piloţi prefabricaţi scurţi şi lungi (utilizaţi după împrejurări), care asigură obţinerea unor tasări mult mai reduse, al căror efect asupra structurii (oricare ar fi gradul ei de rigiditate generală), în majoritatea cazurilor, poate fi neglijat.

Avînd în vedere aceste avantaje, s-au studiat de către catedra de beton armat de la Institutul politehnic din Iaşi, în colaborare cu T.R.C.-Bacău, şi s-au experimentat fundaţiile pe piloţi scurţi, cu secţiunea transversală în stea, precomprimaţi (fig. 1). Din cele două tipuri de piloţi s-au introdus în practică cei cu lungimea de 2,5 m (fig. 1 a) la execuţia unui depozit Agrosem executat de către Grupul de şantiere Roman la Tg. Neamţ.

2. CONCEPŢIA PILOŢILOR CU SECŢIUNE ÎN STEA

Dintre piloţii cu diferite secţiuni transversale, piloţii cu secţiunea în stea, preconizaţi de autori, prezintă avantaje importante faţă de piloţii pătraţi, inelari sau circulari (fără

a

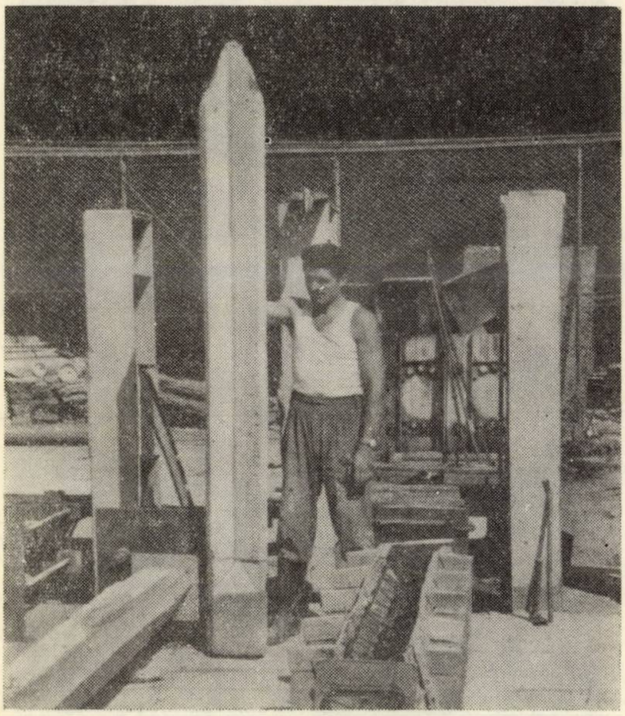
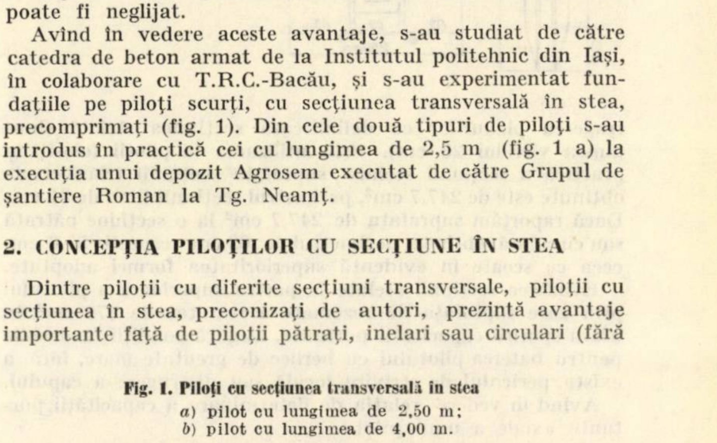


Fig. 1. Piloţi cu secţiunea transversală în stea
a) pilot cu lungimea de 2,50 m;
b) pilot cu lungimea de 4,00 m.

b



gol central), deoarece, în afară de faptul că suprafaţa laterală este mult sporită pentru acelaşi volum de beton, comportarea lor la acţiunea sarcinilor verticale şi, în special, la cele orizontale, ivite la introducerea lor cu vibrosonete, sau din acţiunea sarcinilor seismice, este superioară, ca urmare a distribuţiei mai raţionale a betonului şi a armăturii faţă de axa pilotului.

Pentru sporirea în şi mai mare măsură a rigidităţii piloţilor, pentru îmbunătăţirea comportării lor la transport, cît şi pentru eliminarea posibilităţii de fisurare la introducerea în teren, piloţii cu secţiunea în stea se precomprimă cu armătură preîntinsă.

La piloţii de 2,5 m lungime utilizaţi de Grupul de şantiere Roman, precomprimarea s-a efectuat cu 9 × 2Ø3 mm — SBP II, după cum rezultă din detaliul de armare prezentat în figura 2.

Capul pilotului stelat este evazat prin trecerea de la secţiunea stelată la secţiunea poligonală (triunghi echilateral cu vîrfurile tăiate), care sporeşte capacitatea portantă a pilotului ca urmare a efectului produs de acţiunea verticală a panei formate la partea superioară a pilotului asupra pămîntului din jurul său. Afirmaţia este valabilă pentru piloţii al căror cap nu se sparge, ci se înglobează în grinda de centură, după cum s-a procedat la execuţia fundaţiilor experimentate.

La piloţii utilizaţi, trecerea de la secţiunea poligonală a capului (cu lungimea de 25 cm) la secţiunea în stea s-a realizat pe o lungime de 15 cm, iar vîrful s-a obţinut prin tragerea planurilor ce delimitează secţiunea stelată (lungimea vîrfului 25 cm). Prin utilizarea la piloţii folosiţi în practică a secţiunii stelate, suprafaţa secţiunii transversale obţinute este de 247,7 cm², perimetrul secţiunii fiind de 81 cm. Dacă raportăm suprafaţa de 247,7 cm² la o secţiune pătrată sau circulară, obţinem perimetrul de 63 cm, respectiv 55,6 cm, ceea ce scoate în evidenţă superioritatea formei adoptate.

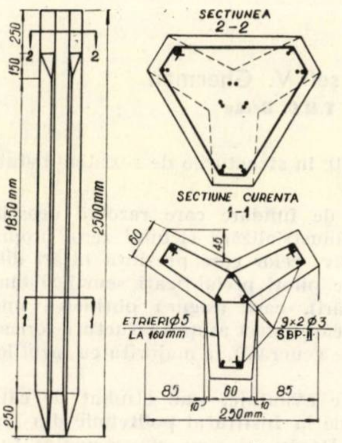


Fig. 2. Detalii constructive pentru pilotul de 2,5 m lungime

Evazarea secţiunii stelate la partea superioară a pilotului prin care suprafaţa de rezemare a rezultat de 376 cm², în afara sporirii capacităţii portante, asigură condiţii favorabile pentru baterea pilotului cu berbec de greutate mare, fără a exista pericolul de strivire locală sau distrugere a capului.

Avînd în vedere relaţia de determinare a capacităţii portante axiale a unui pilot:

$$P = K_m (A\, R^n\, \beta + U\, \Sigma f_i\, l_i\, \alpha_i)$$

în care A reprezintă secţiunea transversală, iar U — perimetrul secţiunii, rezultă că tipul de pilot adoptat prezintă o capacitate portantă sporită, faţă de piloţii cu secţiunea pătrată sau circulară, cu circa 30—40%, ca urmare a creşterii perimetrului secţiunii în proporţie de 29%, respectiv cu 48%.

Pentru execuţia piloţilor precomprimaţi analizaţi mai sus s-a folosit o tehnologie proprie turnării lor pe standuri lungi, în linii paralele, aşa cum rezultă în figura 3. Datorită precomprimării, transportul, manipularea şi depozitarea piloţilor nu pun probleme, în sensul că nu sînt necesare măsuri speciale pentru preîntîmpinarea posibilităţii apariţiei fisurilor din încovoiere sau din eventualele şocuri ivite la manipulare, încărcare sau descărcare.

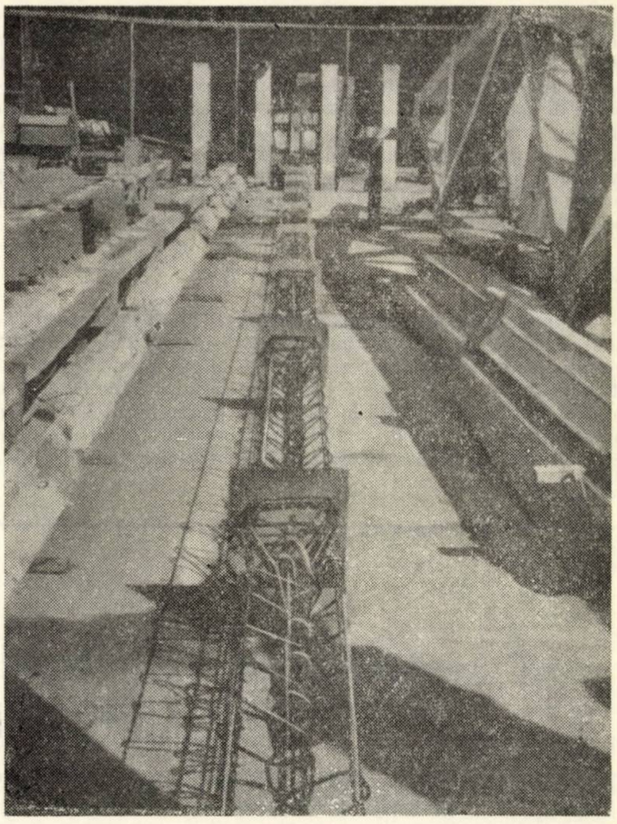
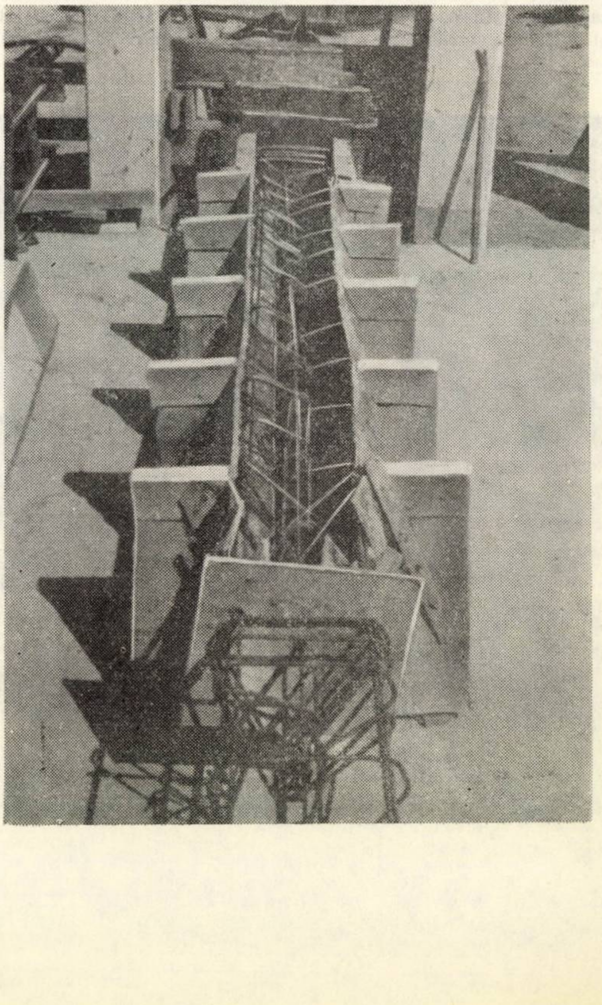


Fig. 3. Executarea piloţilor precomprimaţi pe standuri lungi

Pentru turnarea piloţilor s-a utilizat un cofraj executat ca în figura 4, care se compune din două părţi strînse cu ajutorul unor cleşti. Suprafaţa cofrată pentru un pilot este de 1,487 m².

Fig. 4. Cofraj demontabil pentru piloţii precomprimaţi



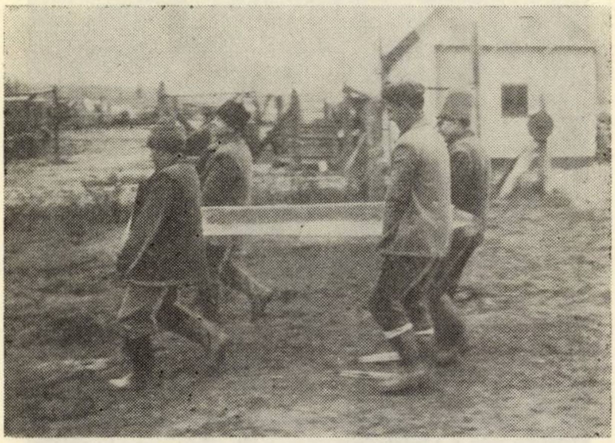


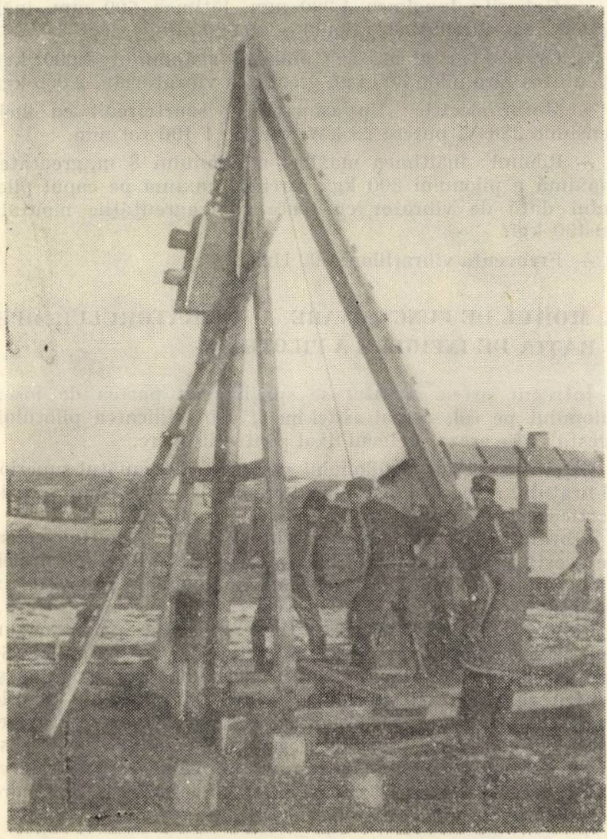
Fig. 5. Transportul piloţilor pe şantierul de la Tg. Neamţ

Volumul de beton pentru un pilot de 2,5 m este de 0,0636 m^3 putîndu-se executa 15 piloţi dintr-un metru cub de beton. Consumul de oţel SBP Ø 3 mm este 2,48 kg/pilot, iar consumul de oţel OL 38 este 4,42 kg/pilot. Aceasta revine la 39 kg oţel SBP/m^3 beton turnat şi 69,5 kg oţel OL 38/m^3 beton de marcă B 400.

3. DESFĂŞURAREA LUCRĂRILOR DE EXECUŢIE A FUNDAŢIILOR

Funcţie de capacitatea portantă a piloţilor şi de încărcările de calcul ce le revin, la executarea fundaţiilor sub ziduri este indicat ca piloţii scurţi să fie dispuşi la distanţe ce variază între 0,80 m şi 2 m. Dispunerea piloţilor, unii de alţii, la distanţe mai mici de 0,80 m, duce la apariţia unor dificultăţi relativ mari pentru introducerea lor în teren, iar dispunerea la distanţe mai mari de 2 m, la necesitatea folosirii unor grinzi puternice pentru transmiterea sarcinilor de la pereţi la piloţi. Piloţii se plantează aliniaţi pe un rînd sau două rînduri, decalaţi funcţie de necesităţi. După modul lor de distribuţie rezultă lăţimea grinzii care reazemă pe capul lor, îndeplinind funcţia de element de transmitere a sarcinilor de construcţie la fundaţie.

Fig. 6. Introducerea piloţilor în teren cu ajutorul unei sonete manuale



La depozitul executat la Tg. Neamţ, piloţii au fost dispuşi pe un singur rînd, la distanţa de 1,25 m.

Pentru executarea fundaţiei depozitului Agrosem de la Tg. Neamţ, introducerea piloţilor în teren s-a făcut cu ajutorul unor sonete manuale de construcţie simplă, cu un berbec de 400 kg greutate, acţionat de un troliu deservit de doi oameni. Necesarul de forţă de muncă a fost de patru muncitori, care executau transportul piloţilor (fig. 5) — greutatea unui pilot fiind de circa 150 kg — şi baterea lor (fig. 6). Pentru protejarea capului pilotului la batere, acesta a fost îmbrăcat într-o căciulă metalică de circa 25 cm înălţime ; între pilot şi căciula metalică s-a interpus o piesă din lemn de brad, pentru amortizarea şocurilor.

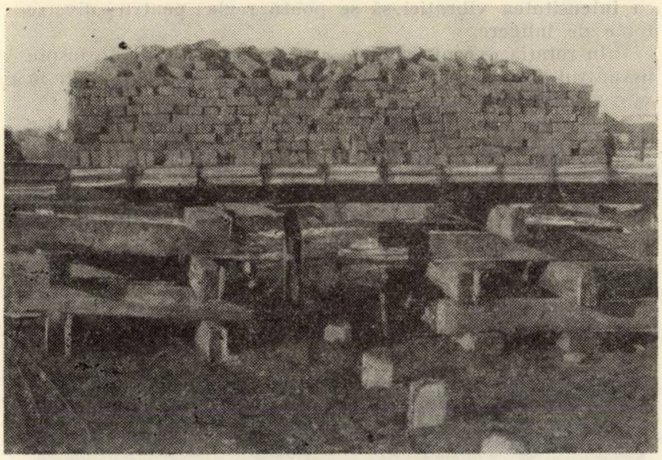


Fig. 7. Încercarea unui pilot

Introducerea piloţilor după acest sistem a fost obligată de lipsa racordului electric necesar pentru acţionarea vibrosonetei. Utilizînd o vibrosonetă executată de IUT Bacău (prezentată în continuare), durata necesară pentru introducerea în teren a unor astfel de piloţi este de circa 30—40 secunde, după cum a rezultat din experienţa făcută.

Legătura între capetele de la partea superioară a piloţilor s-a realizat printr-o centură de beton armat de secţiune dreptunghiulară 35×30 cm. Pentru evitarea apariţiei de solicitări suplimentare necontrolabile, datorită variaţiei de volum a terenului, cauzate de îngheţ-dezgheţ, sub centură s-a dispus un strat de zgură de 6—7 cm grosime.

Prin înlocuirea soluţiei de fundare (proiectată ca fundaţie monolită) cu fundaţia de pilot stelat, s-a realizat o reducere a consumului de beton de 85%.

Introducerea piloţilor de genul celor prezentaţi presupune, bineînţeles, ridicarea nivelului tehnic de execuţie a fundaţiilor, utilizarea unor materiale de calitate superioară şi asigurarea condiţiilor de fabricaţie a unor elemente din beton suple, precomprimate, la care materialele sînt distribuite în lungul elementului şi în secţiune cu o deosebită grijă pentru utilizarea proprietăţilor lor la maximum.

4. SARCINA PORTANTĂ A PILOŢILOR UTILIZAŢI

După baterea piloţilor s-a procedat la încărcarea de probă a unui pilot (fig. 7). Sarcina portantă a pilotului a rezultat de 6,5 t. Sarcina de calcul care revine unui pilot din acţiunea pereţilor de cărămidă, a greutăţii centurii, a planşeelor de beton armat şi a sarcinilor de pe acoperiş a fost evaluată la 3 t, obţinîndu-se un coeficient de siguranţă care depăşeşte valoarea 2.

Din măsurătorile efectuate se reţin :

— tasarea corespunzătoare sarcinii de 3 t (normată) a rezultat de 4 mm ;

— revenirea după înlăturarea sarcinii de exploatare a fost sub 1 mm;

— tasarea corespunzătoare sarcinii de 6,5 t a rezultat de 28,9 mm.

5. DATE ASUPRA VIBROSONETEI* EXECUTATE DE IUT—BACĂU PENTRU INTRODUCEREA PILOȚILOR

Vibrosoneta construită de IUT Bacău (fig. 8) se compune din următoarele părți: pilonul vibrosonetei, cadrul de susținere, vibratorul, motorul electric, piesa de prindere a pilotului, cu dispozitivul de transmitere a vibrațiilor, sistemul de comandă și anexe.

Partea principală a vibrosonetei este vibratorul. Acesta se compune dintr-o carcasă din tablă groasă de oțel în care se află două axe antrenate în sens contrar de un motor electric prin transmisie cu curele trapezoidale.

Pe axe se află montat cîte un excentric compus fiecare din cîte un suport pe care se pot adăuga contragreutăți, astfel ca intensitatea vibrației să se poată regla pentru diverse forțe de înfigere.

Prin rotația excentricului în sens contrar, și anume înspre înăuntrul sistemului, se obțin vibrații dirijate care pun în vibrare întregul sistem.

Cadrul are rolul de a susține vibrosoneta și de a permite ca aceasta să culiseze pe pilon. Motorul electric folosit este asincron, în scurtcircuit, de 28 kW, capabil să învingă și să preia fără dificultăți momentul mare de la pornire. Instalația electrică e amplasată astfel ca aparatul și conducătorul să nu fie expuși la vibrații, iar comenzile să se poată executa de la distanță. Motorul se află amplasat pe un cadru separat, pentru a fi protejat de acțiunea vibrațiilor.

Piesa de prindere este realizată dintr-un sistem de plăci reglabile în funcție de forma și dimensiunile capului pilotului.

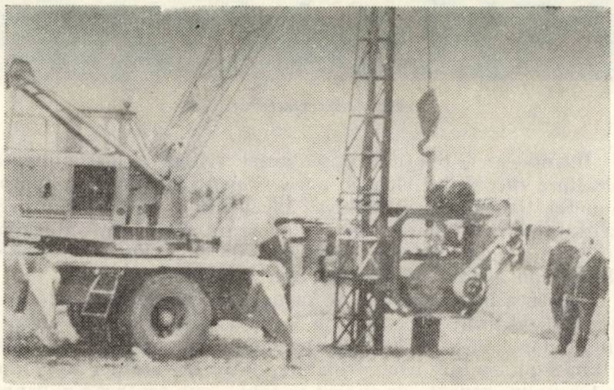


Fig. 8. Introducerea piloților în teren cu ajutorul vibrosonetei

În timpul experimentării s-a folosit pentru transmiterea vibrațiilor de la vibrosonetă la piloți o placă metalică încadrată de piesele de prindere, cu un sistem simplificat față de cele obișnuite și care a dat rezultate bune.

Pilonul se prezintă sub forma unei grinzi cu zăbrele prevăzut cu ghidaje exterioare pe care culisează în sus sau în jos vibrosonetele în timpul ridicării pilotului sau al împlîntării lui, în funcție de înălțimea acestuia și de avansul realizat în timpul înfigerii.

Pentru funcționarea vibrosonetei e nevoie ca întreg dispozitivul să fie susținut de brațul unei macarale, care poate fi un excavator „Progresul" de 0,5 m³, cu echipament de macara (fig. 9).

La încercarea piloților scurți stelați s-a întrebuințat o automacara „Bucegi" de 5 tf.

Între macaraua mobilă și partea inferioară a pilonului vertical de susținere și de ghidare a vibrosonetei s-a prevăzut un sistem de contravîntuiri articulate, astfel încît să se poată ridica întreg sistemul de ghidare inclusiv pilonul, prin ridicarea brațului macaralei, fiind totodată asigurată deplasarea de la o poziție la alta.

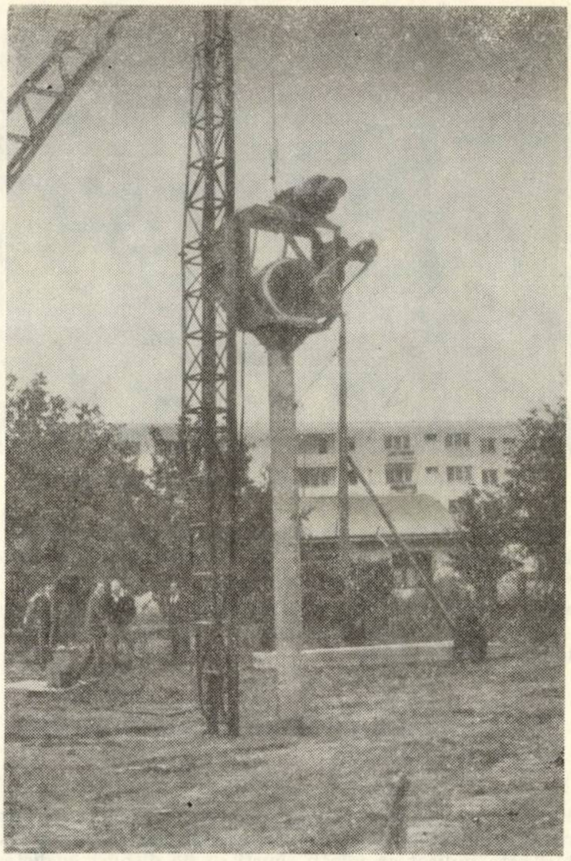


Fig. 9. Funcționarea vibrosonetei realizate la IUT Bacău

Instalația realizată se caracterizează prin următoarele date tehnice:

— Gabarit: lungimea 1 200 mm, lățimea 600 mm, înălțimea, considerînd și pilonul — 10 500 mm.

—. Greutatea: greutatea totală a sistemului 4 000 kgf, greutatea fără pilon 300 kgf, greutatea vibratorului 2 000 kgf.

— Motor electric: tip asincron în scurtcircuit cu inele tensiune 380 V, putere 28 kW, turație 1 400 rot/min.

— Pilonul: înălțimea maximă a pilonului 8 m, greutatea maximă a pilonului 600 kgf, sarcina maximă pe capul pilotului dată de vibrator cu toate contragreutățile montate 10 400 kgf.

— Frecvența vibrațiilor: 500 Hz.

6. MODUL DE FUNCȚIONARE A VIBRATORULUI, OPERAȚIA DE ÎNFIGERE A PILOTULUI

Întregul sistem montat se sprijină cu partea de jos a pilonului pe sol, așezat astfel încît, prin ridicarea pilotului, acesta să fie așezat în locul fixat pentru înfigere.

Capătul superior al pilonului este prins de capătul superior al brațului macaralei, astfel încît pilonul să-și mențină poziția verticală în timpul lucrului.

Vibratorul se află montat pe pilonul vertical, putînd culisa pe acesta în sus și în jos, fiind antrenat de cîrligul macaralei.

Cu ajutorul cablului de ridicare se coboară vibrosoneta pe pilon.

Pilotul ce trebuie înfipt este necesar a fi prevăzut cu un bolț ce-l străbate transversal în partea de sus a capului. Se agață pilotul cu ajutorul a două cîrlige de formă specială și pentru ridicarea vibratorului se ridică și pilotul în poziție verticală, așezîndu-se cu vîrful pe locul marcat pentru înfigere.

Se pune în funcțiune vibratorul prin comandă de la distanță. Prin vibrațiile ce se transmit pilotului, respectiv terenului, frecarea dintre teren și pilot este învinsă, fapt care permite avansarea pilotului.

---

* Proiectarea sonetei și realizarea ei s-au făcut la IUT Bacău de către ing. Platon și ing. C. Popa, după o serie de indicații obținute de la conf. ing. M. Păunescu de la Institutul politehnic din Timișoara.

După atingerea adîncimii de refuz se desfac legăturile de la capul pilotului, se ridică întregul sistem cu ajutorul macaralei care asigură montarea în continuare a unui alt pilot. Ca măsuri de protecţie a muncii s-au prevăzut carcase de tablă rezistente pentru toate piesele în mişcare, precum şi pentru sistemul de transmisie. Instalaţia electrică a fost executată cu tablă specială în manta de cauciuc. Acţionarea sistemului s-a prevăzut a se face de la distanţă; carcasele metalice se leagă electric la o priză de pămînt.

7. REALIZĂRI OBŢINUTE CU OCAZIA EXPERIMENTĂRII ÎNFIGERII PILOŢILOR STELAŢI

Pentru experimentare s-a lucrat cu un excavator „Progresul" 0,5 m³. Terenul în care s-au înfipt piloţii prezenta un strat superficial de pămînt vegetal de 30—40 cm, sub care se afla stratul de balast cu înălţime peste 5 m.

S-au înfipt doi piloţi de 2,5 m lungime, cu secţiunea în stea, din seria celor executaţi pentru fundaţia depozitului Agrosem.

Acţionîndu-se asupra primului pilot, s-a obţinut înfigerea acestuia în 48 de secunde, la al doilea pilot înfigerea reducîndu-se la numai 30 de secunde.

8. CONCLUZII

Rezultatele bune obţinute la încercarea şi aplicarea în practică a piloţilor stelaţi precomprimaţi de tipul celor preconizaţi indică posibilitatea de a lărgi utilizarea lor la diverse construcţii.

Trecerea la aplicarea unor astfel de sisteme în masă necesită rezolvarea urgentă a următoarelor probleme:

— asigurarea bazei de fabricare a piloţilor, care poate fi realizată în fabrici de prefabricate sau în ateliere speciale organizate la nivelul trusturilor;

— executarea utilajelor adecvate pentru introducerea piloţilor prin vibrare;

— asigurarea racordurilor electrice suficiente pentru a se putea trece la utilizarea celor mai moderne procedee de înfigere a piloţilor în teren.

Calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie*)

(II)

Ing. M. Ilina

B. CALCULUL SISTEMELOR DE ÎNCĂLZIRE PRIN RADIAŢIE

I. Calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de temperatură joasă

Se consideră încăperea din figura 19. Pentru încălzirea ei se alege sistemul de încălzire prin radiaţie de joasă temperatură. Aşa după cum s-a arătat, calculul îmbracă două etape.

Calculul preliminar

1. Determinarea necesarului de căldură (Q_h).

Calculul pierderilor de căldură se va face după STAS 1907—52 conform indicaţiilor de la paragraful „A3".

2. Alegerea şi amplasarea suprafeţei încălzitoare (F_p).

Suprafaţa încălzitoare se determină din relaţia:

$$Q_h = \alpha_p \cdot F_p \cdot (\theta_p - t_i). \quad \text{(kcal/h)} \qquad (60)$$

$$F_p = \frac{Q_h}{\alpha_p\,(\theta_p - t_i)} = \frac{Q_h}{q_i} \quad (\text{m}^2) \qquad (61)$$

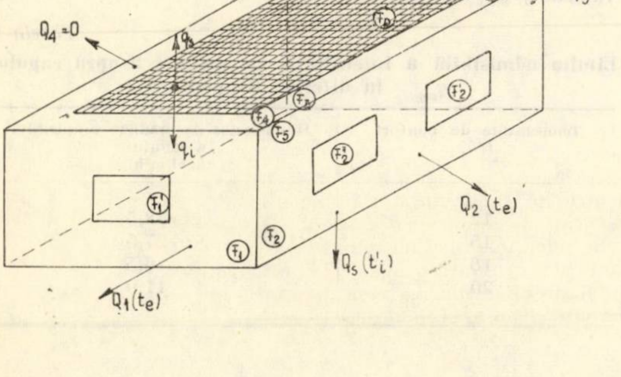


Fig. 19. Schema pentru calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de temperatură joasă

unde:

Q_h reprezintă pierderile de căldură ale încăperii (kcal/h);

q — fluxul termic unitar cedat de panoul încălzitor zonei active în kcal/m²h.

Fluxul termic unitar q_i depinde de tipul şi poziţia panoului încălzitor, temperatura medie θ_p şi temperatura agentului termic t_{ag}.

La alegerea suprafeţei încălzitoare trebuie avut în vedere:

— modul în care se face încălzirea: tavan, pardoseală, pereţi sau combinate: tavan-pardoseală; tavan-perete; pardoseală-perete. Alegerea uneia din soluţiile de mai sus va depinde de mărimea pierderilor de căldură şi posibilitatea de montare a panourilor încălzitoare în elementele de construcţie ale încăperii;

— tipul panoului încălzitor: ţevi îngropate în elementele de construcţie, ţevi cu lamele, ţevi în spaţiu de aer etc.

O dată stabilită poziţia suprafeţei încălzitoare, funcţie de pierderile de căldură ale încăperii Q_h şi temperatura medie a panoului încălzitor θ_p, respectiv fluxul termic unitar q_p, se poate determina într-o primă aproximaţie suprafaţa încălzitoare F_p.

În acest scop, pentru suprafeţele încălzitoare orizontale (tavan-pardoseală) se vor folosi nomogramele 11, 12, 13.

Valoarea temperaturii admisibile a panoului $\theta_{p_{max}}$ se determină din relaţia (48).

Utilizarea nomogramelor se face astfel: cunoscînd temperatura admisibilă a panoului $\theta_{p_{max}}$ şi temperatura medie a agentului termic t_{ag} se determină fluxul termic unitar cedat de panoul q_i.

Calculul de verificare

Prin calculul preliminar s-au stabilit caracteristicile termice ale panoului θ_p şi q'_k şi constructive F_p.

În continuare se va căuta să se verifice eficienţa suprafeţei încălzitoare, asigurarea condiţiilor de confort. Etapele calculului sînt următoarele:

1. Verificarea temperaturilor θ_p, θ_s şi t_i

Suprafaţa încălzitoare a fost astfel calculată încît între temperatura interioară a încăperii t_i şi temperatura medie a elementelor de construcţie neîncălzite θ_s să existe un ecart de temperatură în limitele de confort.

---

* Continuare din nr. 4/1968

Pe baza ecuaţiilor de echilibru termic din spaţiile încălzite prin radiaţie şi în condiţiile de lucru impuse se vor stabili valorile exacte ale temperaturilor θ_p, θ_i şi t_i.

Notînd suma suprafeţelor radiate (reci) ale încăperii $\sum_{i=1}^{i=6} F_i = F_s$ şi cu θ_s temperatura medie a acestor suprafeţe, ecuaţia de echilibru termic a suprafeţelor elementelor de construcţie ce îngrădesc încăperea ia forma :

$$\chi_s F_s (\theta_s - t_e) = \alpha_{r_p} \varphi_{s_p} F_p (\theta_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s). \quad (62)$$

În mod analog şi ecuaţia de echilibru termic a aerului infiltrat se poate scrie :

$$c \cdot G (t_i - t_e) = \alpha_{c_p} F_p (\theta_p - t_i) + \alpha_{c_s} F_s (\theta_s - t_i). \quad (63)$$

Cea de a treia ecuaţie, ecuaţia echilibrului termic uman sub formă simplificată (vezi expresia 40)

$$t_i + \frac{\sum F_n \cdot \theta_n}{\sum F_n} = a \quad (64)$$

unde $\sum F_n$ este suma tuturor suprafeţelor radiante şi iradiate.

Înlocuind $\sum F_n \theta_n = F_s \theta_s + F_p \theta_p$ şi respectiv

$$\frac{\sum F_n \theta_n}{\sum F_n} = \frac{F_s \theta_s}{\sum F_n} + \frac{F_p \theta_p}{\sum F_n}$$

ecuaţia (64) ia forma :

$$t_i + \frac{F_s}{F_s + F_p} \theta_s + \frac{F_p}{F_s + F_p} \theta_p = a. \quad (65)$$

Din rezolvarea celor trei ecuaţii de echilibru termic (62,63 şi 65) se obţin necunoscutele θ_p, θ_s şi t_i.

2. Recalcularea pierderilor de căldură (Q_h)

Fiind stabilită valoarea exactă a temperaturii elementelor de construcţie şi fiind determinat debitul de aer infiltrat prin neetanşeităţi (uşi, ferestre etc.), pierderile de căldură reale ale încăperii se pot calcula cu relaţia

$$Q_h = \chi_s F_s (\theta_s - t_e) + C\,G\,(t_i - t_e) \quad (66)$$

3. Recalcularea suprafeţei încălzitoare F_p

Fiind determinată valoarea reală a temperaturii medii a suprafeţei încălzitoare θ_p şi valoarea pierderilor de căldură Q_h se poate calcula exact suprafaţa încălzitoare F_p.

Cunoscînd temperatura θ_p, temperatura t_i şi respectiv coeficientul superficial de transfer termic α_p de la suprafaţa radiantă, fluxul termic unitar cedat de suprafaţa încălzitoare în zona activă este dat de relaţia (16) :

$$q_i = \alpha_p (\theta_p - t_i) \qquad (\text{kcal/m}^2\text{h})$$

de unde şi suprafaţa panoului încălzitor :

$$F_p = \frac{Q_h}{q_i} \ (\text{m}^2). \quad (67)$$

Pentru calculele practice se pot folosi nomogramele 11, 12, 13, unde cunoscînd valoarea lui θ_p se poate determina fluxul termic unitar cedat de panou în zona activă (q_i) şi respectiv în zona rece q_s. De asemenea se pot citi şi celelalte caracteristici ale panoului radiant (temperatura medie a agentului termic t_{ag}, diametrul conductelor, distanţa între conducte etc.).

4. Verificarea intensităţii de radiaţie asupra capului

Una din verificările fiziologice este aceea a asigurării iradierii capului sub limita admisibilă (tabela 1).

Tabela 1

Debitul de aer unitar V_i care se infiltrează prin crăpăturile ferestrelor, uşilor şi porţilor, în m³/h pe m lungime a crăpăturii închiderii

Elementul de construcţie	Viteza vîntului (m/s)				
	1	2	3	4	5
Ferestre simple şi luminătoare cu cercevele de lemn	4,0	6,5	8,0	9,0	12,5
Idem cu cercevele metalice	2,6	4,2	5,2	5,8	8,1
Ferestre duble şi luminătoare cu cercevele de lemn	2,0	3,2	4,0	4,5	6,2
Idem cu cercevele metalice	1,3	2,1	2,6	2,9	4,0
Uşi şi porţi	8,0	13,0	16,0	18,0	25,0

Intensitatea de radiaţie a panoului încălzitor asupra capului este dată de relaţia :

$$q_{pc} = \alpha_{pc} \varphi_{pc} (1 - \varepsilon) (\theta_p - \theta_c) \quad (68)$$

unde :

α_{pc} este coeficientul de schimb de căldură prin radiaţie între panoul radiant şi capul omului ;

φ_{pc} — coeficientul de radiaţie reciprocă panou-cap, valoarea lui determinîndu-se pentru cazul cel mai defavorabil : omul în picioare sau pe scaun, plasat în mijlocul suprafeţei încălzitoare ;

ε — coeficientul de absorbţie a radiaţiilor calorice datorită prezenţei vaporilor de apă şi a bioxidului de carbon în aer (vezi nomograma din fig. 20) ;

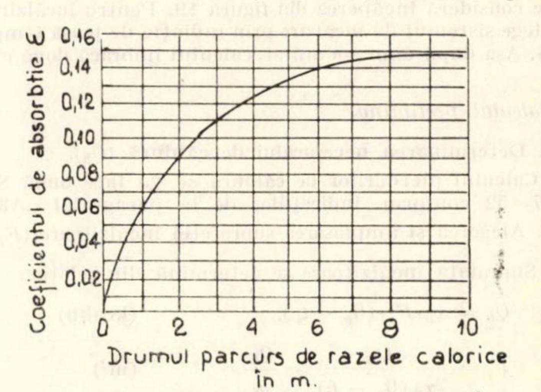


Fig. 20. Valorile coeficientului de absorbţie a radiaţiilor calorice ε

θ_p — temperatura medie a panoului radiant ;

θ_c — temperatura medie a suprafeţei capului (în calculele practice $\theta_c = 32°\text{C}$).

Valoarea lui q_{pc} calculată cu expresia (68) se compară cu valorile $q_{c\,max}$ din tabela 2.

Tabela 2

Limita admisibilă a intensităţii de radiaţii asupra capului $q_{c_{max}}$ la diferite temperaturi t_i

Temperatura de confort t_i °C	Intensitatea de iradiere admisibilă a capului (kcal/m²h)
12	38,5
15	27,5
18	16,5
20	11,0

Dacă :

$q_{pc} \approx q_{c\,max}$ — instalaţia este bine dimensionată ;

$q_{pc} \geqslant q_{c\,max}$ — trebuie scăzută temperatura medie a panoului radiant θ_p şi o dată cu ea schimbate şi celelalte elemente ale panoului ;

$q_{pc} \leqslant q_{c\,max}$ — instalaţia este subdimensionată. Trebuie redimensionat panoul radiant prin mărirea temperaturii medii.

II. Calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de temperatură medie

Se consideră o secţiune printr-o încăpere încălzită cu panouri radiante (fig. 21) montate la înălţimea H_p. Planul panourilor împarte încăperea în două zone : zona interioară limitată de planul panourilor şi elementele de construcţie (pereţi, pardoseală) şi zona superioară limitată de planul panourilor şi elementele de construcţie (pereţi şi tavan).

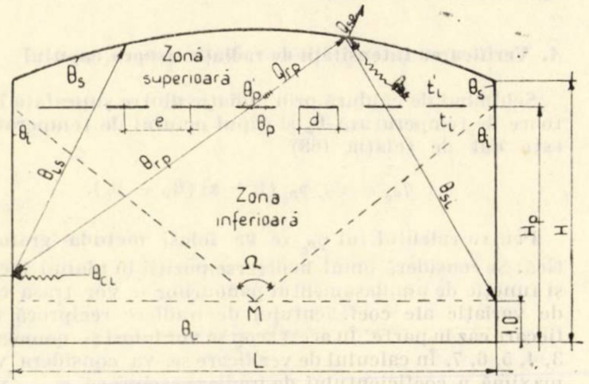


Fig. 21. Schema pentru calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de temperatură medie

Calculul preliminar

1. Determinarea necesarului de căldură

1. Calculul necesarului de căldură se face după STAS 1907—52 efectuînd operaţiile indicate la paragraful „A3"

— Stabilirea temperaturii interioare t_i

Din sistemul

$$\theta_{ms} - t_i = 6 \ldots 8°\text{C}$$

$$\theta_{ms} + t_i = 2\,t_R$$

se obţine valoarea lui t_i stabilind un anumit ecart de temperatură între temperatura medie de radiaţie θ_{ms} şi temperatura interioară t_i, precum şi un anumit grad de confort funcţie de destinaţia încăperii ($a = 2t_R$) folosind tabela 3 ;

Tabela 3

Valorile coeficientului $a = 2\ t_R$ funcţie de destinaţia încăperii şi activitatea omului

Destinaţia încăperii şi activitatea omului	Valoarea coef. (a) (0° C)
Birouri	38
Săli de operaţie	50—60
Ateliere industriale unde omul desfăşoară	
— lucru foarte uşor	36
— lucru uşor	32—36
— lucru mediu greu	26—32
— lucru greu	20—26

— calculul pierderilor de căldură prin elementele de construcţie în contact direct cu exterioru! Q_e se va efectua aplicînd ecuaţia (9) ;

— calculul pierderilor de căldură prin elementele de construcţie mărginite de pămînt Q_p se va efectua aplicînd ecuaţia (10). Pierderile de căldură totale ale încăperii :

$$Q_h = Q_e + Q_p \qquad \text{(kcal/h)}. \qquad (69)$$

2. Alegerea şi amplasarea panourilor radiante (F_p)

Suprafaţa încălzitoare se determină cu relaţia :

$$F_p = \frac{Q_h}{q_i}$$

unde :

Q_h sînt pierderile de căldură ale încăperii (kcal/h)

q_i — fluxul termic unitar cedat de panou zona inferioară (hcal/m²h).

Fluxul termic unitar q_i este dat de relaţia (16)

$$q_i = \alpha_p\,(\theta_p - t_i).$$

Alegerea tipului de panou trebuie astfel făcută încît temperatura medie θ_p să asigure în interiorul încăperii condiţiile de confort, o primă valoare aproximativă pentru θ_p se obţine din ecuaţia (52)

$$\theta_{p\,max} = \frac{50 - t_i\,(q - \varphi)}{b \cdot \varphi}$$

unde coeficientul de radiaţie reciprocă se calculează cu formula (53). Pentru aceasta se alege o lăţime de panou (d), după care se amplasează în planul încăperilor.

Temperatura suprafeţelor radiate este, în cazul încălzirii prin radiaţie, neuniformă. La încălzirea cu panouri suspendate neuniformitatea devine şi mai evidentă, dacă repartizarea panourilor ar fi făcută la distanţe egale în planul încăperii. Pentru reducerea neuniformităţii trebuie ca la pereţii exteriori distanţa între panouri să fie mai mică decît la interior, aceasta cu atît mai mult cu cît raportul L/H_p este mare.

Cunoscînd temperatura θ_p şi temperatura interioară t_i, alegînd un tip de panou, din nomogramele din figura 14 se determină fluxul termic unitar cedat de panou q_p, respectiv valoarea suprafeţei încălzitoare F_p.

Calculul de verificare

1. Verificarea temperaturilor θ_p, θ_s, θ_i ş i t_i

Determinarea valorii temperaturilor medii a suprafeţelor reci din zona superioară θ_s şi zona inferioară θ_i şi a suprafeţei încălzitoare θ_p, precum şi a temperaturii interioare t_i se face folosind ecuaţiile de echilibru termic din spaţiile încălzite prin radiaţie.

a — Ecuaţia de echilibru termic al suprafeţelor ce limitează încăperea.

a_1 — pentru zona inferioară, bilanţul termic este dat de ecuaţia :

$$Q_{r_p} + Q_{c_i} = Q_{i_s} + Q_{i_e} \qquad (70)$$

căldura primită de suprafaţa zonei inferioare prin radiaţie de la panoul radiant Q_{r_p} şi convecţia de la aerul încăperii Q_{c_i}, parte se schimbă prin radiaţie cu suprafaţa zonei superioare Q_{i_s}, iar parte este pierdută prin elementele de construcţie în exterior Q_{i_e}

Ţinînd seamă de expresia (70) şi notaţiile din figura 21, ecuaţia ia forma simplificată :

$$\alpha_{rp}\,F_p\,(\theta_p - \theta_i) + \alpha_{c_i}\,F_i\,(t_i - \theta_i) = \alpha_{i_s}\,F'\,(\theta_i - \theta_s) + \\ + \chi_i\,F_i\,(\theta_i - t_e) \qquad (71)$$

sau

$$\chi_i F_i (\theta_i - t_e) = \alpha_{n_p} F_p(\theta_p - \theta_i) + \alpha_{c_i} F_i(t_i - \theta_i) + + \alpha_{i_s} F' (\theta_s - \theta_i) \qquad (72)$$

a_2 — pentru zona superioară, bilanțul termic este dat de ecuația :

$$Q_{r_p} + Q_{c_s} = Q_{s_i} + Q_{s_c} \qquad (73)$$

unde după înlocuire se obține :

$$\alpha'_{r_p} F_p (\theta'_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s) = \alpha_{s_i} F'(\theta_s - \theta_i) + + \chi_s F_s (\theta_s - t_e) \qquad (74)$$

sau :

$$\chi_s F_s (\theta_s - t_e) = \alpha'_{r_p} F' (\theta'_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s(t_i - \theta_s) + + \alpha_{s_i} F' (\theta_i - \theta_s) \qquad (75)$$

În ecuațiile de mai sus s-au folosit următoarele notații :

α_{r_p}, α'_{r_p} — coeficientul superficial de transfer termic prin radiație de la panou la zona inferioară, respectiv de la panou la zona superioară (kcal/m ²h grd) ;

α_{c_i}, α_{c_s} — coeficientul superficial de transfer termic prin convecție de la aerul încăperii la suprafața rece a zonei inferioare, respectiv la suprafața rece a zonei superioare $\alpha_{c_i} = \alpha_{c_s} = 3{,}5$ kcal/m²h grd ;

θ'_p — temperatura medie a panoului la partea superioară, °C ;

F' — suprafața de schimb de căldură prin radiație dintre zona superioară și cea inferioară. $F' = F - F_p$ unde F este suprafața încăperii.

b — Ecuația de echilibru termic a aerului infiltrat :

$$Q_A = Q_{c_p} + Q'_{c_p} + Q_{c_i} + Q_{c_s} \quad \text{(kcal/h)} \qquad (76)$$

Debitul de căldură necesar încălzirii aerului infiltrat este asigurat de fluxul termic cedat prin convecție de la panou zona activă Q_{c_p} și zona superioară Q'_{c_p}, precum și de fluxul termic cedat prin convecție de la suprafețele reci zona inferioară Q_{c_i} și zona superioară Q_{c_s}.

Ținînd seamă de expresia (76) și de notațiile din figura 21, ecuația ia forma simplificată :

$$C \cdot G\ (t_i - t_e) = \alpha_{c_p} F_p (\theta_p - t_i) + \alpha'_{c_p} F_p (\theta'_p - t_i) + + \alpha_{c_i} F_i (\theta_i - t_i) + \alpha_{c_s} F_s (\theta_s - t_i) . \qquad (77)$$

unde :

G este debitul de aer infiltrat (kg/h).

c — Ecuația de echilibru uman

— Considerînd omul plasat în poziția M în mijlocul încăperii și ținînd seama de expresia (39), ecuația de confort termic ia forma :

$$t_i + b_{MP}\, \varphi_{MP}\, \theta_p + b_{MS}\, \varphi_{MS}\, \theta_s + b_{Mi}\, \varphi_{Mi}\, \theta_i = \text{a} \qquad (78)$$

unde înlocuind :

$$\varphi_{MP} = \frac{d}{e}\frac{\Omega}{360} \qquad \varphi_{Mi} = 1 - \frac{\Omega}{360}$$

$$\varphi_{MS} = \left(1 - \frac{d}{e}\right)\frac{\Omega}{360} \qquad b_{MS} = b_{Mi} = 1$$

ecuația (78) devine :

$$t_i + b_{MP}\frac{d}{e}\frac{\Omega}{360}\,\theta_p + \left(1 - \frac{d}{e}\right)\frac{\Omega}{360}\,\theta_s + \left(1 - \frac{\Omega}{360}\right)\theta_i = \text{a}. \qquad (79)$$

Rezolvînd sistemul de 4 ecuații cu 4 necunoscute se obțin valorile reale ale temperaturilor θ_p, θ_s, θ_i și t_i.

Observații : În ecuațiile de mai sus, pentru simplificare s-a considerat temperatura aerului din zona inferioară t_i ca fiind egală cu temperatura aerului din zona superioară t_i.

2. Recalcularea proceselor de căldură (Q_h)

Calculul exact al pierderilor de căldură se face aplicînd ecuația (11). Pentru cazul de față ecuația ia forma :

$$Q_h = \chi_i F_i (\theta_i - t_e) + \chi_s F_s (\theta_s - t_e) + + c\, G(t_i - t_e) \quad \text{(kcal/h)}. \qquad (80)$$

3. Recalcularea suprafețelor încălzitoare (F_p)

Calculul este analog celui descris în prima parte „calcul preliminar". De data aceasta se vor stabili exact și celelalte caracteristici constructive și termice ale panoului (diametrul conductelor, distanța între conducte, temperatura medie a agentului termic etc.).

4. Verificarea intensității de radiație asupra capului

Schimbul de căldură prin radiație dintre suprafața încălzitoare de temperatură θ_p și capul omului de temperatură θ_c este dat de relația (68)

$$q_{p_c} = \alpha_{p_c}\, \varphi_{p_c} (1 - \varepsilon)(\theta_p - \theta_c).$$

Pentru calculul lui φ_{p_c} se va folosi metoda grafo-analitică. Se consideră omul în diverse poziții în planul încăperii, și funcție de amplasamentul panourilor se vor trasa curbele de variație ale coeficientului de iradiere reciprocă pentru fiecare caz în parte. În acest scop se vor folosi și nomogramele 3, 4, 5, 6, 7. În calculul de verificare se va considera valoare maximă a coeficientului de iradiere reciprocă φ_{p_c}, valoare rezultată din însumarea grafică a curbelor parțiale ale coeficienților de iradiere reciprocă.

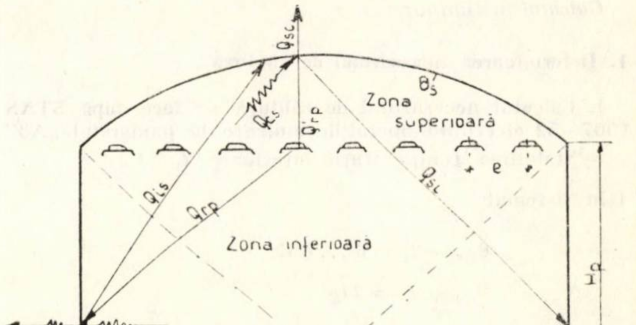


Fig. 22. Schema pentru calculul instalațiilor de încălzire prin radiație de temperatură înaltă și spații închise

Limitele admisibile ale intensității de radiație asupra capului, funcție de temperatura interioară t_i, sînt date în tabela 1.

III. Calculul instalațiilor de încălzire prin radiație de temperatură înaltă

III a. Încălzirea spațiilor închise

Se consideră o secțiune printr-o încăpere încălzită cu radianți (fig. 22) montați la înălțimea H_p.

Ca și la încălzirea de medie temperatură, se consideră că planul radianților împarte încăperea în două zone : zona superioară și zona inferioară.

Calculul preliminar

1. Determinarea pierderilor de căldură Q_h

Pentru calculul pierderilor de căldură prin elementele de construcție în contact direct cu exteriorul Q_e, se va aplica ecuația (9).

Pentru calculul pierderilor de căldură prin elementele de construcție mărginite de pămînt Q_p se va aplica fie STAS 1907—52, fie relația (10), după mărimea suprafeței.

Pierderile totale de căldură :

$$Q_h = Q_e + Q_p .$$

2. Alegerea și amplasarea radianților

Întrucît temperatura medie a radianților θ_p se cunoaște, problema alegerii radianților se rezumă la determinarea numărului și a înălțimii minime de montare.

— Înălțimea minimă de montare este dată de expresia (59)

$$H'_{min} - \frac{\sqrt{C \cdot f_s \cdot f_p \cdot b\,(\theta_p - t_R)}}{\pi \cdot q_{p\,max}} + 1{,}8 \text{ (m)}.$$

Numărul aproximativ de radianți se calculează astfel încît să fie satisfăcute relațiile :

$$- \frac{a_i \times b_i}{H^2} \simeq 0{,}8 \ldots 1{,}0 \,; \; 1 < \frac{a_i}{b_i} < 2 \tag{81}$$

unde :

$H = H_p - 1$ pentru om în poziția în picioare ;
$H = H_p - 0{,}7$ pentru om stînd pe scaun ;
a_i — distanța între radianții montați în interiorul încăperii pe lungimea camerei, în m ;
b_i — distanța între radianții montați în interiorul încăperii pe lățimea camerei, în m.

Întrucît în zonele de margine, în zonele reci (pereții și colțurile încăperii), sînt necesare intensități de radiații mai mari decît în interiorul încăperii, este necesară o îndesire a radianților.

Funcție de locul de amplasare a radianților, distanța între ei se stabilește pe baza relațiilor :

— la pereții reci

$$a_p = \frac{a_i}{1+z} \,; \; b_p = \frac{b_i}{1+z} \tag{82}$$

— la colțurile reci :

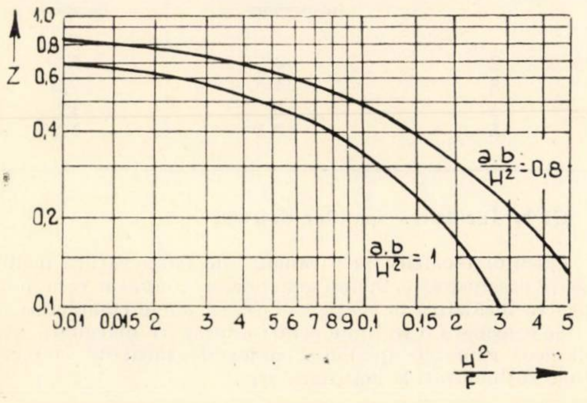
$$a_c = \frac{a_i}{H^2 z} \,; \; b_c = \frac{b_i}{1 + 2z} \tag{83}$$

unde z este un coeficient de corecție, care depinde de H^2/F (înălțimea de montare a radianților H și suprafața încăperii F). Valorile lui z se dau în graficul din figura 23.

Cunoscînd pierderile de căldură Q_h și numărul de radianți n_r se determină într-o primă aproximație puterea nominală a unui radiant

$$q_R = \frac{Q_h}{n_r} . \tag{84}$$

Fig. 23. Valorile coeficientului de corecție Z



Consultînd cataloagele firmelor producătoare de radianți se alege tipul de radiant cel mai apropiat de puterea nominală egală cu cea rezultată din calcul. Totodată se pot citi și celelalte caracteristici termice și constructive ale radiantului.

Calculul de verificare

1. Verificarea temperaturilor θ_i, θ_s și t_i

Valorile temperaturilor medii ale suprafețelor reci din zona superioară θ_s și zona inferioară θ_i și a temperaturii interioare t_i se determină din ecuațiile de echilibru termic.

Cele trei ecuații de echilibru termic pentru cazul de față sînt următoarele :

— ecuația de echilibru termic a suprafețelor ce limitează încăperea ;

— pentru zona inferioară, ținînd seamă de expresia (27) și de notațiile din figura 22 se obține :

$$\alpha_{r_p} F_p (\theta_p - \theta_i) + \alpha_{c_i} F_i (t_i - \theta_i) = \alpha_{i_s} F' (\theta_i - \theta_s) + \\ + \chi_i F_i (\theta_i - t_e) \tag{85}$$

sau

$$\chi_i F_i (\theta_i - t_e) = \alpha_{r_p} F_p (\theta_p - \theta_i) + \alpha_{c_i} F_i (t_i - \theta_i) + \\ + \alpha_{i_s} F' (\theta_s - t_i) \tag{86}$$

— pentru zona superioară, ținînd seamă de expresia (27) și de notațiile din figura 22 se obține :

$$\alpha'_{r_p} F_p (\theta'_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s) = \alpha_{s_i} F' (\theta_s - \theta_i) + \\ + \chi_s F_s (\theta_s - t_e) \tag{87}$$

sau

$$\chi_s F_s (\theta_i - t_e) = \alpha'_{r_p} F_p (\theta_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s) + \\ + \alpha_{s_i} F' (\theta_i - \theta_s) \tag{88}$$

— ecuația de echilibru termic uman dată de expresia (43)

$$t_i + \theta_{m_s} + \frac{q_p}{\alpha} = a \tag{89}$$

unde :

θ_{m_s} este temperatura medie de radiație calculată cu expresia (5).

$$\theta_{m_s} = \frac{\Sigma F_n \theta_n}{\Sigma F_n} = \frac{F_i \theta_i + F_s \theta_s + F_p \theta_p}{F_i + F_s + F_p} \tag{90}$$

q_p — fluxul termic unitar cedat de radiant, calculat cu relația (56).

(Pentru calculul lui φ'_{p_M} se va considera omul amplasat în poziția cea mai critică. În acest scop se vor considera cîteva poziții intermediare ale omului în planul încăperii în care va rezulta în urma calculului poziția cea mai critică, adică poziția pentru care φ'_{p_M} va avea valoarea maximă.)

Notările folosite în ecuațiile de echilibru termic au aceeaș semnificație cu cele indicate la încălzirea de temperatură medie.

Din rezolvarea celor trei ecuații de echilibru (86), (88), (89) se obțin valorile reale ale temperaturilor θ_s, θ_i și t_i,

2. Recalcularea pierderilor de căldură (Q_h)

Calculul exact al pierderilor de căldură se face aplicînd ecuația (11). Pentru cazul de față ecuația ia forma :

$$Q_h = \chi_i F_i (\theta_i - t_e) + \chi_s F_s (\theta_s - t_e) . \tag{91}$$

3. Recalcularea puterii nominale a radiantului (q_R)

Cunoscînd valoarea reală a pierderilor de căldură Q_h, precum şi numărul de radianţi, se poate determina exact puterea nominală a radiantului :

$$q_R = \frac{Q_h}{n_R} \text{ (kcal/h)}.$$

4. Verificarea intensităţii de radiaţie asupra omului

Problema confortului, în cazul încălzirii prin radiaţie de temperatură înaltă, diferă faţă de celelalte sisteme de încălzire de joasă sau medie temperatură. Aceasta se datorează faptului că temperatura radiantului este prea ridicată, influenţînd mult asupra omului, obţinîndu-se un ecart de temperatură mult prea ridicat între cap şi corp. Acest inconvenient trebuie înlăturat prin realizarea unei diferenţe optime, între temperatura de confort a capului t_c şi temperatura de confort a corpului t_i. Această diferenţă numită grad de confort se stabileşte după următoarele criterii :

$t_c - t_i = 2°C$ — pentru oameni pe scaun şi toate cazurile cînd se cer condiţii excepţionale de confort ;

$t_c - t_i = 3°C$ — pentru oameni în picioare care execută muncă uşoară ;

$t_c - t_i = 4°C$ — pentru oameni care execută muncă grea în picioare ;

$t_c - t_i = 5°C$ — pentru încăperi fără prea mare grad de confort.

Intensitatea maximă radiantă admisibilă asupra unui plan orizontal situat la nivelul capului, numită şi limita termofiziologică, este dată de relaţia :

$$q_{c_{max}} = 8{,}75\ (t_c - t'_R) \qquad (91)$$

unde temperatura rezultantă $t_R = \frac{t_i + \theta_s + \theta_i}{3}$. (92)

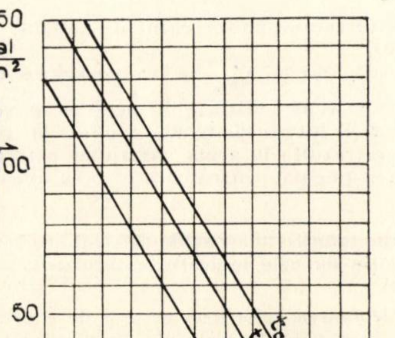
În figura 24 sînt date curbele de variaţie ale intensităţii maxime radiante $q_{c_{max}}$ în funcţie de temperatura rezultantă t_R şi pentru cîteva temperaturi de confort t_c.

Această intensitate este proporţională cu intensitatea calorică emisă de sursa radiantă

$$q_c = \varphi_c\, q_p\,. \qquad (93)$$

Egalînd expresiile (91), (93) se obţine intensitatea maximă admisibilă din punct de vedere termofiziologic,

Fig. 24. Curbele de variaţie ale intensităţii maxime radiante $q_{c\,max}$ în funcţie de temperatura rezultată t_R şi temperaturile de confort $t_c = 20°C$; $t_c = 15°C$ şi $t_c = 18°C$.



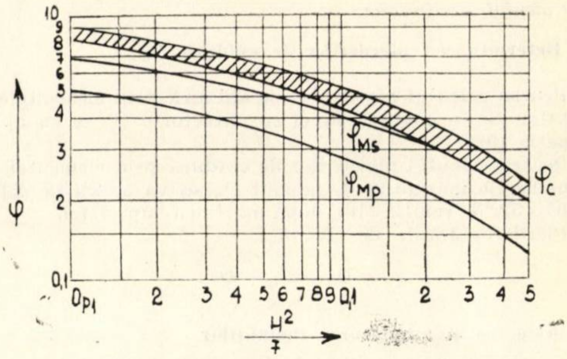


Fig. 25. Valorile coeficientului de radiaţie reciprocă, raportat la cap ρ_c raportat la om în picioare φ_{MP} şi om şezînd ρ_{MS}

astfel încît să nu fie depăşită valoarea maximă de iradiere a capului :

$$q_{p_{max}} = \frac{8{,}75}{\varphi_c}[(t_c - t'_R) \qquad (94)$$

unde φ_c este coeficientul de iradiere reciprocă panou — cap (vezi graficul din fig. 25 unde $H = H_p - 1{,}8$).

Intensitatea cu care este radiat capul omenesc din toate părţile, în scopul obţinerii unei confort corespunzător t_i, este dată de relaţia :

$$q_M = 9{,}5\ (t_i - t'_R)\,. \qquad (95)$$

Această intensitate este proporţională cu intensitatea calorică q_p emisă de sursa radiantă :

$$q_M = \varphi_M\, q_p\,. \qquad (96)$$

Egalînd expresiile (95), (96), se obţine :

$$q_p = \frac{9{,}5}{\varphi_M}(t_i - t'_R) \qquad (97)$$

unde φ_M este coeficientul de iradiere reciprocă funcţie de poziţia omului. Pentru cele două poziţii ale omului în picioare şi pe scaun, în graficul din figura 25 sînt date valorile pentru φ_M.

Pentru ca o instalaţie de încălzire prin radiaţie de înaltă temperatură să fie bine dimensionată trebuie să existe condiţia :

$$q_p \leqslant q_{p_{max}}\,. \qquad (98)$$

Avînd în vedere că $\varphi_c < \varphi_M$, rezultă că trebuie să se admită $t_c > t_i$; diferenţa $t_e - t_i$ este dată în tabela 4.

Tabela 4

Diferenţele optime $t_i - t'_R$ şi $t_i - t_e$ în funcţie de gradul de confort $t_e - t_i$

Gradul de confort $t_e - t_i$ °C	$(t_i - t'_R)$ sau $t_i - t_e$ în °C pentru poziţia omului	
	în picioare	pe scaun
2	3	5
3	4,5	7,5
4	6	10
5	7,5	12,5

III b. Încălzirea spaţiilor deschise

Calculul încălzirii prin radiaţie de temperatură înaltă în spaţii deschise este, în linii generale, asemănător celui indicat pentru încălzirea în spaţii închise, cu unele completări.

Se consideră o secţiune printr-o încăpere mărginită numai de două suprafeţe (plafon şi pardoseală) încălzită cu radianţi (fig. 26) montaţi la înălţimea H_R.

Calculul preliminar

1. Alegerea temperaturii de confort (t_c)

În cazul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de înaltă tempertură în spaţii deschise, temperatura rezultantă t'_R devine temperatura aerului exterior $t'_e = t_e$ în baza căreia se calculează pierderile de căldură. Valorile indicate în tabela 3 $t_i - t'_R$ sînt în acelaşi timp şi diferenţele maxime admisibile între temperatura de confort cerută t_i şi temperatura exterioară t_e.

2. Determinarea pierderilor de căldură Q_R

Calculul necesarului de căldură se face pe baza relaţiei :

$$Q_R = \frac{9{,}5 \cdot F}{\eta_R \, \varphi_R (1 - \varepsilon)} (t_c - t'_e) \text{ (kcal/h)} \qquad (99)$$

unde :

F este suprafaţa delimitată de radianţi, în m²;
φ_R — coeficientul de iradiere reciprocă ;
η_R — randamentul radiantului ;
ε — coeficientul de observaţie a radiaţiilor de gaze din atmosferă.

3. Alegerea şi amplasarea radianţilor

Determinarea numărului de radianţi, repartizarea lor în plan şi pe înălţime, se fac după aceleaşi reguli şi formule ca şi în cazul radianţilor montaţi în spaţii închise.

Calculul de verificare

1. Verificarea temperaturilor θ_i, θ_s **şi** t_i

Calculul de determinare a temperaturilor medii ale suprafeţelor de construcţie din zona inferioară Q_i şi zona superioară Q_s, precum şi calculul de verificare a temperaturii t_i (temperatura aerului din spaţiul cuprins între cele două suprafeţe F_s şi F_i) se va face folosind aceleaşi ecuaţii de echilibru termic.

Cele trei ecuaţii de echilibru termic pentru cazul de faţă sînt :

— Ecuaţia de echilibru termic a suprafeţelor ce limitează spaţiul din zona inferioară.

Ţinînd seamă de ecuaţia (27) şi de notaţiile din figura 26 se obţin :

$$\alpha_{r_p} F_p (\theta_p - t_i) + \alpha_{c_i} F_i (t_i - \theta_i) = \alpha_{i_s} F' (\theta_i - \theta_s) + \\ + \chi_i F_i (\theta_i - t_e) \qquad (100)$$

sau :

$$\chi_i F_i (\theta_i - t_e) = \alpha_{r_p} F_p (\theta_p - \theta_i) + \alpha_{c_i} F_i (t_i - \theta_i) + \\ + \alpha_{i_s} F' (\theta_s - \theta_i). \qquad (101)$$

— Ecuaţia de echilibru termic a suprafeţelor ce limitează spaţiul din zona superioară.

În mod analog şi pe baza aceleiaşi expresii şi notaţii din figura 26 se obţine cea de a doua ecuaţie de echilibru termic :

$$\alpha'_{r_p} F' (\theta'_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s) = \alpha_{s_i} F' (\theta_s - \theta_i) + \\ + \chi_s F_s (\theta_s - t_e) \qquad (102)$$

sau :

$$\chi_s F_s (\theta_s - t_e) = \alpha'_{r_p} F'_p (\theta'_p - \theta_s) + \alpha_{c_s} F_s (t_i - \theta_s) + \\ + \alpha_{s_i} F' (\theta_i - \theta_s). \qquad (103)$$

— Ecuaţia de echilibru termic următoare este dată de expresia :

$$t_i + \theta_{m_s} + \frac{q_p}{\alpha} = a. \qquad (104)$$

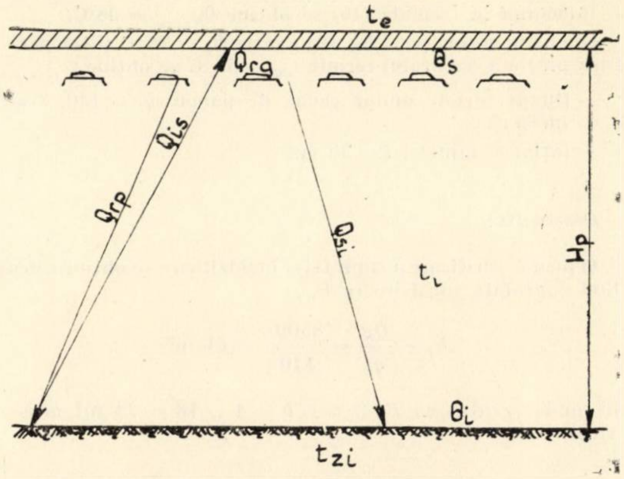


Fig. 26. Schema pentru calculul instalaţiilor de încălzire prin radiaţie de temperatură înaltă în spaţii deschise

Notaţiile folosite în ecuaţiile de echilibru termic sînt aceleaşi cu cele indicate la calculul încălzirii în spaţii închise.

EXEMPLUL 1

Se cere să se încălzească prin radiaţie de temperatură joasă un birou din cadrul unui pavilion administrativ, cunoscînd următoarele :

Date constructive :

— gabaritul camerei : $L = 20$ m ; $l = 5$ m ; $H = 5$ m ;
— peretele exterior executat din cărămidă eficientă de 30 cm ;
— ferestre duble din lemn ;
— grosimea planşeului este de 40 cm.

Date termotehnice :

— coeficienţii globali de transfer termic : perete exterior $K_{PE} = 1{,}4$ kcal/m²h grd ; fereastră dublă $K_{FD} = 2{,}8$ kcal/m² h grd.

Alte date :

— deasupra şi sub birou aceleaşi încălziri ;
— încăperile alăturate au aceeaşi distinaţie ;
— construcţia este situată într-o regiune cu $t_e = -20$ °C ;
— temperatura interioară $t_i = +20$ °C.

Rezolvare

A. Calculul preliminar

a_1 — *Determinarea pierderilor de căldură* (Q_h)

Calculul pierderilor de căldură se face conform STAS 1907—52

$$Q_h = \Sigma \left[K_i F_i (t_i - t_e) \left(1 + \frac{A_U + A_D + A_D}{100} \right) \right].$$

Înlocuind şi efectuînd calculele se obţine :

$$Q_h = 8500 \text{ kcal/h}.$$

a_2 — *Alegerea şi amplasarea panoului încălzitor*

Se consideră încălzirea încăperii numai prin plafon sistem ţevi cu lamele.

Temperatura admisibilă a plafonului încălzitor $\theta_{p_{max}}$ se determină cu formula (49)

$$\theta_{p_{max}} = \frac{3}{\varphi} + 18$$

unde coeficientul de iradiere reciprocă φ se obţine utilizînd graficul din figura 17 unde pentru $h/a = \frac{3{,}5}{4} \approx 0{,}9$ şi $\frac{a}{b} = \frac{4}{18} \approx 0{,}23$ se obţine pt. $\varphi = 0{,}15$ (a şi b sînt dimensiunile aproximative ale panoului încălzitor, h înălţimea de la capul omului la plafonul încălzitor).

Înlocuind în formula (49) se obţine $\theta_{p_{max}} = 38°C$.

Din nomograma (vezi fig. 12) pentru $\theta_p = 38\ °C$ şi temperatura medie a agentului termic $t_{ag} = 55\ °C$ se obţine :

- fluxul termic unitar cedat de panou $q_i = 140$ kcal/ /m²h ;
- lăţimea lamelei $l = 35$ cm.

Observaţii :

O primă verificare a suprafeţei încălzitoare se obţine calculînd suprafaţa încălzitoare F_p.

$$F_p - \frac{Q_h}{q_i} = \frac{8500}{140} = 61\ m^2$$

de unde rezultă că $F_p > a \times b = 4 \times 18 = 72\ m^2$ acoperitor.

B. Calculul de verificare

b_1 — Verificarea temperaturilor θ_p, θ_s şi t_i

Valorile celor trei temperaturi se obţin din rezolvarea celor trei ecuaţii de echilibru termic (62, 63, 65).

Termenii constanţi care intră în compunerea celor trei ecuaţii se calculează astfel :

— coeficientul parţial de transfer termic χ_s, folosind relaţia

$$\chi_s = \frac{\alpha_i K'_s}{\alpha_i - K'_s} = \frac{7 \times 0{,}62}{7 - 0{,}62} \simeq 0{,}65 \text{ kcal/m}^2\text{h grd}$$

unde :

$$K'_s = \frac{\Sigma\ [K_i F_i (t_i - t_c)(1 + A)]}{F_s (t_i - t_e)}$$

— coeficientul superficial de schimb de căldură prin radiaţie α_r

$$\alpha_r = \frac{\left(\frac{273 + \theta_p}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + \theta_s}{100}\right)^4}{\theta_p - \theta_s} C$$

unde pentru :

$\theta_p = 38\ °C$; $\theta_s = 18\ °C$ şi $C = 4{,}5$ kcal/m²h°K
se obţine pentru $\alpha_r > 4{,}9$ kcal/m²h grd ;

— coeficientul superficial de schimb de căldură prin convecţie ;

— de la panoul radiant la aerul încăperii $\alpha_{cp} = 2{,}0$ kcal/ /m²h grd ;

— de la suprafaţa radiată (rece) la aerul încăperii $\alpha_{cs} = 3{,}5$ kcal/m²h grd.

Înlocuind valorile calculate în cele trei ecuaţii de echilibru termic şi efectuînd calculele se obţine sistemul :

$$\begin{aligned} 1{,}93\ \theta_s - 1{,}33\ t_i - 0{,}354\ \theta_p + 4{,}92 &= 0 \\ -\ 1{,}33\ \theta_s + 1{,}51\ t_i - 0{,}144\ \theta_p + 0{,}72 &= 0 \\ 0{,}84\ \theta_s + t_i + 0{,}16\ \theta_p - 41 &= 0 \end{aligned}$$

Rezolvînd sistemul se obţin următoarele valori :

$$\theta_s = 18{,}3\ °C\ ;\quad \theta_p = 39{,}8\ °C \quad \text{şi} \quad t_i = 19{,}6\ °C$$

b_2 — Recalcularea pierderilor de căldură

Se aplică formula (66)

$$Q_h = \chi_s F_s (\theta_s - t_e) + C \cdot G (t_i - t_e) =$$

$$= 0{,}65 . 378 (18{,}3 + 20) + 0{,}24 \times 150 (19{,}6 + 20) = 10800 \text{ kcal/h.}$$

b_3 — Recalcularea suprafeţei încălzitoare (F_p)

Pentru $\theta_p = 39{,}0\ °C$ şi 1 = 35 cm din nomograma (fig. 12) se obţine : $q_i = 155$ kcal/m² şi $t_{ag} \approx 60\ °C$, de unde valoarea suprafeţei încălzitoare :

$$F_p = \frac{Q_h}{q_i} = \frac{10800}{155} \approx 70\ m^2$$

faţă de 72 m² considerat la calculul preliminar.

b_4 — Verificarea intensităţii de radiaţie asupra capului q_{pc}

Se aplică formula (68)

$$q_{p_c} = \alpha_{p_c}\ \varphi_{PC}\ (1 - \varepsilon)(\theta_p - \theta_c)\ \text{(kcal/m}^2\text{h)}$$

unde :

$$\alpha_{p_c} = 4{,}5\ \frac{\left(\frac{273 + 39{,}8}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + 32}{100}\right)^4}{39{,}8 - 32} \approx 7{,}3 \text{ kcal/m}^2\text{hgrd}$$

ε = 0,15 din graficul din figura 20 ;
φ_{PC} = 0,15 (valoarea obţinută la calculul preliminar pentru cazul cel mai defavorabil, omul stînd pe scaun în mijlocul încăperii).

Înlocuind, se obţine :

$$q_{PC} = 7{,}3 \times 0{,}15(1 - 0{,}15)(39{,}8 - 32) \approx 7{,}3 \quad \text{kcal/m}^2\text{h.}$$

Comparînd cu valoarea intensităţii maxime admisibile pentru $t_i = +20°C$ din tabela 1 se observă că este sub această limită, instalaţia fiind bine dimensionată.

EXEMPLUL 2

Se cere să se încălzească o hală industrială destinată reparaţiilor de locomotive, cunoscînd următoarele :

Date constructive :

- gabaritul halei — lungimea $L = 100$ m, lăţimea $l = 25$ m şi înălţimea $H = 10$ m ;
- pereţii exteriori executaţi din cărămidă eficientă de 30 cm ;
- ferestrele simple din metal $(F_f/F_z = 0{,}4)$;
- uşile simple din metal $(F_u/F_z = 0{,}02)$;
- acoperişul din placă de beton în grosime de 10 cm ;
- pardoseală rece.

Date termotehnice :

— coeficienţii globali de transfer termic pentru pereţi $K_P = 1{,}38$; pentru ferestre $K_F = 5$; pentru uşi $K_u = 5{,}0$; pentru acoperiş $K_A = 1{,}9$; pentru pardoseală $K_{p_d} = 2{,}0$.

Alte date :

- construcţia este situată într-o regiune cu $t_e = -18\ °C$;
- temperatura interioară $t_i = +12\ °C$;
- construcţia este prevăzută cu ventilaţie mecanică ;
- agentul termic folosit : abur de medie presiune cu $t_{ag} = 120\ °C$.

Rezolvare

A. Calculul preliminar

a_1 — Determinarea pierderilor de căldură

Calculul necesarului de căldură se face conform STAS 1907—52.

— Pentru elementele de construcţie în contact direct cu exteriorul se aplică ecuaţia (9)

$$Q_e = \Sigma\ K_i F_i (t_i - t_e)\left(1 + \frac{A_0 + A_v + A_D}{100}\right);$$

înlocuind şi efectuînd calculele se obţine :

$$Q_e = 500\ 000 \text{ kcal/h.}$$

— Pentru calculul pierderilor de căldură prin pămînt se aplică ecuaţia

$$Q_p = \left[m F_{p_d} (t_i - t'_e) + F_{p_d} \frac{\lambda}{H} (t_i - t_p) \right] \left(1 + \frac{A_0 + A_v + A_D}{100} \right)$$

unde :

$m = 0{,}45$ conform graficului din figura 9 pentru $H = 5$ m ;

$$F_{p_d} = 2\ 500 \text{ m}^2 \text{ şi } L/l = 4.$$

$$t'_e = -\ 5^\circ \text{C} \ ; \ \lambda = 1{,}0 \text{ hcal/m h}^\circ\text{C}, \ t_p = +\ 10\ ^\circ\text{C} \ ;$$

înlocuind şi efectuînd calculele se obţine :

$$Q_p = 50\ 000 \ \text{ kcal/h}.$$

Pierderile totale de căldură ale construcţiei :

$$Q_h = Q_e + Q_p = 550\ 000 \text{ kcal/h}.$$

a_2 — *Alegerea tipului de panou*

Temperatura medie a panoului θ_p se determină folosind relaţia (52).

$$Q_{p_{max}} = \frac{50 - t_i\ (2 - \varphi)}{b \cdot \varphi}.$$

Valoarea coeficientului de radiaţie reciprocă se calculează cu expresia (53)

$$\varphi = \frac{l/2}{(l/2)^2 + (H - 1{,}8)^2} \cdot \frac{d}{e}$$

unde înlocuind $l = 25$ m ; $H = 10$ m ; $d=1{,}0$ m şi $e=4{,}0$ m şi efectuînd calculul se obţine :

$$\varphi = 0{,}20$$

Valoarea factorului de temperatură b se calculează cu expresia (3).

$$\text{b} = \frac{\left(\dfrac{T + \theta_p}{100}\right)^4 - \left(\dfrac{T + 25}{100}\right)^4}{\theta_p - 25}$$

unde înlocuind într-o primă aproximaţie pe $\theta_p = f\ (\varphi)$ din diagrama din figura 17, adică $\theta_p = 95\ ^\circ$C şi efectuînd calculele se obţine :

$$b = 1{,}50.$$

nlocuind valorile calculate φ, b în expresia (53)

$$\theta_p = \frac{50 - 12\,(2 - 0{,}20)}{0{,}20 \times 1{,}5} \approx 95\ ^\circ\text{C}.$$

Din diagrama din figura 14 pentru $\theta_p - t_i = 83\ ^\circ$C şi respectiv pentru $t_{ag} - t_i = 108\ ^\circ$C se obţin următoarele caracteristici termice şi constructive ale panoului radiant :

— fluxul termic cedat în zona activă $q_i = 730$ kcal/m²h
— diametrul ţevilor Ø = 1"
— distanţa între ţevi $l = 200$ mm
— tablă de oţel în grosime $g = 1{,}25$ mm.

a_3 — *Repartizarea panourilor în plan*

Suprafaţa totală încălzitoare de panouri se determină cu formula (61)

$$F_p = \frac{Q_h}{q_i}$$

unde pentru

$$Q_h = 550\ 000 \text{ kcal/h şi } q_i = 730 \text{ kcal/m}^2\text{h grd.}$$

$$F_p = \frac{550\ 000}{730} \approx 750 \text{m}^2.$$

În calculul lui φ (p. a_2) lăţimea panoului s-a aproximat 1000 mm. Din caracteristicile constructive ale panoului considerat rezultă :

$$d = 4l + 2\frac{l}{2} = 4 \times 200 + 2 \times \frac{200}{2} = 1\ 000 \text{ mm},$$

ceea ce verifică lăţimea de panou considerată. Lungimea totală de panou :

$$L_p = \frac{F_p}{d} = \frac{750\ 000}{1\ 000} = 750 \text{ m}.$$

Ţinînd seamă, pe de o parte, de gabaritul construcţiei, iar pe de alta de realizarea unui flux termic cît mai uniform s-au montat pe latura mare a halei 7 rînduri de panouri a cîte 100 m fiecare.

B. Calculul de verificare

b$_1$ — *Verificarea temperaturii medii a panoului θ_p şi calculul temperaturilor medii ale elementelor de construcţie θ_i şi θ_s.*

Din rezolvarea sistemului de trei ecuaţii de echilibru termic : două ecuaţii de echilibru termic al suprafeţelor ce limitează încăperea pentru zona inferioară (72) şi pentru zona superioară (75) şi ecuaţia de confort termic (79) se obţin necunoscutele θ_p, θ_i şi θ_s.

Ecuaţia schimbului de aer îşi pierde valabilitatea în cazul problemei de faţă, întrucît întregul debit de aer este încălzit de instalaţia de ventilaţie.

Termenii constanţi ce intră în compunerea celor trei ecuaţii se calculează astfel :

— Calculul coeficienţilor parţiali de transfer termic prin elementele de construcţii (χ) :

— pentru zona inferioară se aplică relaţia

$$\chi_i = \frac{(\chi_z F_z + \chi_f F_f + \chi_u F_u)\,(\theta_i - t_e) + \chi_{pd} F_{pd}\,(\theta_{pd} - \theta_{pt}}{(F_z + F_f + F_u + F_{pd})\,(\theta_i - t_e)}$$

unde :

$$\chi_z = \frac{\alpha_i K_z}{\alpha_i - K_z} = \frac{7 \times 1{,}38}{7 - 1{,}38} \approx 1{,}72 \text{ kcal/m}^2\text{h grd}$$

$$\chi_f = \frac{\alpha_i K_f}{\alpha_i - K_f} = \frac{7 \times 5}{7 - 5} \approx 17{,}5 \text{ kcal/m}^2\text{h grd}$$

$$\chi_u = \frac{\alpha_i K_u}{\alpha_i - K_u} = \frac{7 \times 5}{7 - 5} \approx 17{,}5 \text{ kcal/m}^2\text{h grd}$$

$$\chi_{pd} = \frac{\alpha_i K_{pd}}{\alpha_i - K_{pd}} = \frac{5 \times 2}{5 - 2} \approx 3{,}33 \text{ kcal/m}^2\text{h grd.}$$

Aproximînd temperatura medie a suprafeţelor înconjurătoare din zona inferioară $\theta_i = 5$°C şi temperatura pardoselii $\theta_{pd} = 0$ °C, se obţine

$$\chi_i = 4{,}35 \text{ kcal/m}^2\text{h grd} \ ;$$

— pentru zona superioară se aplică relaţia

$$\chi_s = \frac{\alpha_i K_a}{\alpha_i - K_a} = \frac{7 \times 1{,}5}{7 - 1{,}5} = 1{,}9 \text{ kcal/m}^2\text{h grd}$$

— Calculul coeficienţilor de transfer termic prin radiaţie :
— de la zona activă a panourilor la zona inferioară se aplică relaţia

$$\alpha_{pi} = \frac{\left(\frac{T+\theta_p}{100}\right)^4 - \left(\frac{\mathrm{T}+\theta_i}{100}\right)^4}{\theta_p - \theta_i} \cdot C$$

unde pentru $\theta_p = 95\ ^\circ\mathrm{C}$; $\theta_i = 5\ ^\circ\mathrm{C}$ şi $C = 4{,}5\ \mathrm{kcal/m^2\ h^\circ\ grd}$ se obţine :

$$\alpha_{pi} = \frac{\left(\frac{173+95}{100}\right)^4 - \left(\frac{273+5}{100}\right)^4}{95-5} \times 4{,}5 = 6{,}1\ \mathrm{kcal/m^2h\ grd}\ ;$$

— de la partea superioară a panoului la zona superioară se aplică relaţia

$$\alpha_{p_s} = \frac{\left(\frac{T+\theta'_p}{100}\right)^4 - \left(\frac{T+\theta_i}{100}\right)^4}{\theta'_p - \theta_s} \times C$$

unde temperatura suprafeţei izolate a panoului se calculează cu relaţia :

$$\theta'_p = \frac{1}{\chi_p + \alpha'}(\chi_p\ \theta_p + \alpha'\ t_i)$$

pentru $\theta_p = 95^\circ\mathrm{C}$; $\chi_p = 1{,}0\ \mathrm{kcal/m^2h\ grd}$ şi $\alpha' = 10\ \mathrm{kcal/m^2hgrd}$ se obţine :

$$\theta'_p = 19{,}5^\circ\mathrm{C}.$$

Aproximînd $\theta_s = 0\ ^\circ\mathrm{C}$ şi înlocuind în relaţia de mai sus se obţine

$$\alpha_{p_s} = \frac{\left(\frac{273+19{,}5}{100}\right)^4 - \left(\frac{273+0}{100}\right)^4}{19{,}5-0} \times 4{,}5 \approx 3{,}7\ \mathrm{kcal/m^2hgrd}\ ;$$

— de la zona inferioară la zona superioară

$$\alpha_{i_s} = \frac{\left(\frac{T+\theta_i}{100}\right)^4 - \left(\frac{T+\theta_s}{100}\right)^4}{\theta_i - \theta_s} \times C$$

Înlocuind, se obţine :

$$\alpha_{i_s} = \frac{\left(\frac{273+5}{100}\right)^4 - \left(\frac{273-0}{100}\right)^4}{} \times 4{,}5 \approx 4{,}5\ \mathrm{kcal/m^2h\ grd}$$

— de la zona superioară la zona inferioară

$$\alpha_{s_i} \quad \frac{\left(\frac{T+\theta_s}{100}\right)^4 - \left(\frac{T+\theta_i}{100}\right)^4}{\theta_s - \theta_i} \times C$$

$$\alpha_{s_i} \quad \frac{\left(\frac{273+0}{100}\right)^4 - \left(\frac{273+5}{100}\right)^4}{0-5} \times 4{,}5 \approx 4{,}5\ \mathrm{kcal/m^2h^\circ C}$$

— Calculul coeficienţilor de transfer termic prin convecţie :

— de la aer la elementele de construcţie (atît pentru zona inferioară, cît şi pentru zona superioară)

$$\alpha_{ci} = \alpha_{cs} = 3{,}5\ \mathrm{kcal/m^2h\ grd}\ ;$$

— de la panoul radiant la aer

$$\alpha_{c_p} = 0{,}85\ \mathrm{kcal/m^2h\ grd}.$$

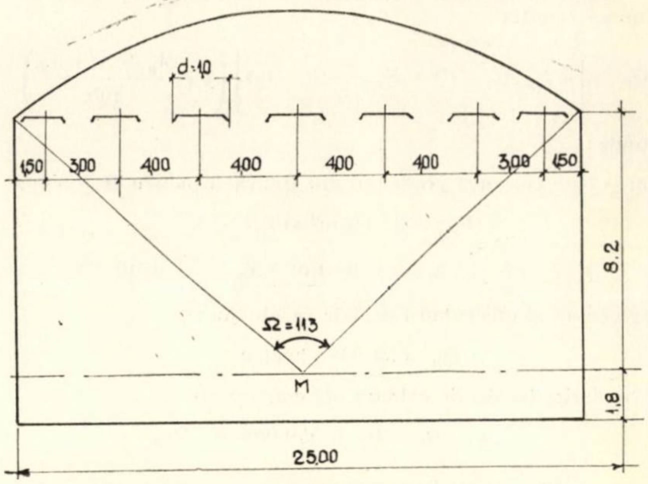


Fig. 27. Schema pentru calculul temperaturii în medii de radiaţii θ_{ms} pentru exemplul 2

— Calculul coeficientului de radiaţie reciprocă

Valoarea lui θ_{m_s} este dată de expresia (4)

$$\theta_{m_s} = b_{MP}\,\varphi_{MP}\ \theta_P + \varphi_{MS}\ b_{MS}\ \theta_S + \varphi_{Mi}\ b_{M_i}\ \theta_i$$

unde

$$\varphi_{MP} = \frac{d}{e}\ \frac{\Omega}{360}\ ;\quad \varphi_{MS} = \left(1 - \frac{d}{e}\right)\frac{\Omega}{360}\ ;\quad \varphi_{MI} = \left(1 - \frac{\Omega}{360}\right).$$

Din figura 27 pentru $d = 1{,}0$ m ; $e = 4{,}0$ m şi $\Omega = 113^\circ$ rezultă :

$$\varphi_{MP} = \frac{1{,}0}{4{,}0} \cdot \frac{113}{360} \approx 0{,}079$$

$$\varphi_{MS} = \left(1 - \frac{1{,}0}{4{,}0}\right)\frac{113}{360} \approx 0{,}24$$

$$\varphi_{MI} = 1 - \frac{113}{360} \approx 0{,}60.$$

Înlocuind valorile calculate pentru termenii constanţi în cele trei ecuaţii (72,75, 79) şi efectuînd calculele se obţine sistemul :

$$515{,}5\ \ \theta_i - 83\,\theta_s - 39\,\theta_p + 1\,820 = 0$$

$$83\ \ \theta_i - 242\ \ \theta_s + 2{,}1\,\theta_p + \ 465 = 0$$

$$0{,}68\ \ \theta_i + 0{,}24\ \ \theta_s + 0{,}108\ \theta_p - \ \ 18 = 0.$$

Rezolvînd sistemul se obţin următoarele valori :

$$\theta_p = +\ 105\ ^\circ\mathrm{C}\ ;\quad \theta_i = 5{,}9\ ^\circ\mathrm{C}\ ;\quad \theta_s = +\ 4{,}8\ ^\circ\mathrm{C}$$

b$_2$. *Recalcularea pierderilor de căldură*

Calculul pierderilor de căldură se face aplicînd ecuaţia

$$Q_h = \chi_i\ F_i(\theta_i - t_e) + \chi_s\ F_s(\theta_s - t_e)$$

sau înlocuind :

$$Q_h = 4{,}35 \cdot 5\,000\,(5{,}9 + 18) + 1{,}9 \cdot 2500\,(4{,}8 + 18) \approx$$

$$\approx 625\,000\ \mathrm{kcal/h}$$

b$_3$. — *Recalcularea suprafeţei încălzitoare*

Din diagrama 14 pentru $\theta_p - t_i = 93\,°C$ şi pentru t_{ag}-t_i $= 108\,°C$ se obţin următoarele caracteristici termice şi constructive ale panoului radiant:

- fluxul termic cedat de zona activă $q_h = 875$ kcal/m^{2}h
- diametrul ţevilor $\varnothing = 1''$
- distanţa între ţevi $l = 150$ mm

Suprafaţa totală încălzitoare de panou:

$$F_p = \frac{Q_h}{q_i} = \frac{625\,000}{870 \times 0} \approx 720 \text{ m}^2$$

Lăţimea totală de panou:

$$d = 6h + 2\frac{l}{2} = 6 \times 150 + 2 \times \frac{150}{2} = 1\,050 \text{ mm}$$

de unde lungimea totală de panou

$$L_p = \frac{720}{1{,}050} = 700 \text{ m.}$$

Rezultă aproximativ aceeaşi lungime de panou ca la calculul preliminar. Se păstrează aceeaşi distribuţie a panourilor în plan ca la calculul preliminar.

b$_4$. — *Verificarea intensităţii de radiaţie asupra capului*

Intensitatea de radiaţie asupra capului se calculează cu expresia (68)

$$q_{pc} = \alpha_{pc}\,\varphi_{pc}\,(1 - \varepsilon)\,(\theta_p - \theta_c).$$

Se consideră cazul cel mai defavorabil: omul amplasat în mijlocul halei (la intersecţia celor două diagonale ale halei). Pentru acest caz este necesar să se determine factorul de formă φ_{pc}.

Calculul se va face grafic din aproape în aproape, folosind digrama din figura 3. Se vor trasa curbele de variaţie ale coeficientului de radiaţie reciprocă φ_{pc} pentru cazurile extreme şi anume considerîndu-se că montarea panourilor se va face succesiv în poziţiile A, B, C, D, E, F, G, iar omul se va găsi plasat pentru fiecare poziţie a panoului în A_1, A_2, A_3 . . . . B_1, B_2, B_3 . . . C_1, C_2, C_3 . . . etc. În fiecare din poziţiile de mai sus, omul se va găsi plasat în mijlocul panoului, iar deplasarea lui se va face (panoul rămînînd în poziţia dată) pe axul lateral al halei de la dreapta spre stînga, trecînd succesiv prin poziţiile descrise (fig. 28).

Panoul în poziţia A

1. Omul în poziţia A_1

$$\text{Pentru } \frac{a}{h} = \frac{a'a}{AA_1} = \frac{0{,}525}{8{,}20} \approx 0{,}064 \text{ şi } \frac{b}{h} = \frac{aa''}{AA_1} =$$

$$= \frac{48{,}5}{8{,}20} \approx 5{,}9$$

din diagrama (fig. 3) $\varphi_{(A,\ a',\ a,\ a'')} = 0{,}012$

de unde:

$$\varphi_{A_1} = 4\,\varphi_{(A,\ a'.\ a,\ a'')} = 0{,}048.$$

2. Omul în poziţia A_2.

$$\varphi_{A_2} = 2\,[\varphi_{(B,\ a'',\ a,\ b')} - \varphi_{(B,\ a,\ b,\ b')}].$$

Pentru

$$\frac{a}{h} = \frac{Ba''}{BA_2} = \frac{3{,}525}{8{,}20} \approx 0{,}43 \text{ şi } \frac{b}{h} = \frac{Bb'}{BA_2} =$$

$$= \frac{48{,}5}{8{,}2} \approx 5{,}9.$$

$$\varphi_{(B,\ a'',\ a,\ b')} = 0{,}096.$$

Pentru

$$\frac{a}{h} = \frac{Ba''}{BA_2} = \frac{2{,}475}{8{,}2} \approx 0{,}30 \text{ şi } \frac{b}{h} = \frac{Bb'}{BA_2} =$$

$$= \frac{48{,}5}{8{,}2} \approx 5{,}9.$$

$$\varphi_{(B,\ a''',\ b,\ b')} = 0{,}075$$

de unde:

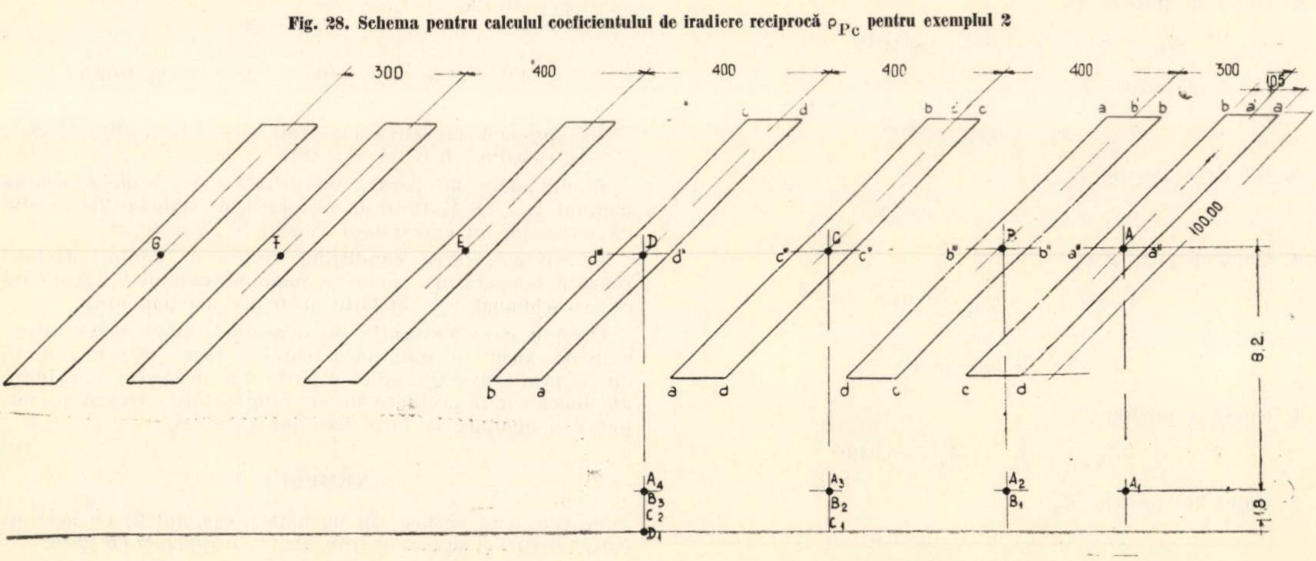
$$\varphi_{A_2} = 0{,}040.$$

Continuînd după procedeul descris mai sus se obţin următoarele valori pentru coeficientul de radiaţie reciprocă, omul în poziţiile A_3, A_4, A_5, A_6, A_7

$$\varphi_{A_3} = 0{,}024; \quad \varphi_{A_4} = 0{,}014; \quad \varphi_{A_5} = 0{,}06;$$

$$\varphi_{A_6} = 0{,}003; \quad \varphi_{A_7} = 0{,}0015.$$

Fig. 28. Schema pentru calculul coeficientului de iradiere reciprocă ρ_{Pc} pentru exemplul 2



Panoul în poziţia B

1. Omul în poziţia B_1

$$\varphi_{B_1} = \varphi_{A_1} = 0{,}048.$$

2. Omul în poziţia B_2

$$\varphi_{B_2} = 2\,[\varphi_{(b''\,b\,c')} - \varphi_{(b'''a\,c')}].$$

Pentru

$$\frac{a}{h} = \frac{cb''}{CB_2} = \frac{4{,}525}{8{,}20} \approx 0{,}55 \text{ şi } \frac{b}{h} = \frac{48{,}5}{8{,}20} \approx 5{,}9$$

$$\varphi_{Cb''\,bc'} = 0{,}115.$$

Pentru

$$\frac{a}{h} = \frac{Cb'''}{CB_2} = \frac{3{,}475}{8{,}20} \approx 0{,}43 \text{ şi } \frac{b}{h} = \frac{48{,}5}{8{,}20} \approx 5{,}9$$

$$\varphi_{Cb''\,oc''} = 0{,}096.$$

$$\varphi_{B_2} = 0{,}038.$$

În mod similar se obţine:

$$\varphi_{B_3} = 0{,}022;\ \varphi_{B_4} = 0{,}012;\ \varphi_{B_5} = 0{,}005;\ \varphi_{B_6} = 0{,}0025$$

Panoul în poziţia C

1. Omul în poziţia C_1

$$\varphi_{C_1} = \varphi_{B_1} = \varphi_{B_1} = 0{,}048.$$

2. Omul în poziţia C_2

$$\varphi_{C_2} = \varphi_{B_2} = 0{,}038$$

3. Omul în poziţia C_3

$$\varphi_{C_3} = \varphi_{B_3} = 0{,}022$$

4. Omul în poziţia C_4

$$\varphi_{C_4} = \varphi_{B_4} = 0{,}012$$

5. Omul în poziţia C_5

$$\varphi_{C_5} = \varphi_{B_5} = 0{,}005$$

Panoul în poziţia D

1. Omul în poziţia D_1

$$\varphi_{D_1} = \varphi_{C_1} = \varphi_{B_1} = \varphi_{A_1} = 0{,}048$$

2. Omul în poziţia D_2

$$\varphi_{D_2} = \varphi_{C_2} = \varphi_{B_2} = 0{,}038$$

3. Omul în poziţia D_3

$$\varphi_{D_3} = \varphi_{C_3} = \varphi_{B_3} = 0{,}022$$

4. Omul în poziţia D_4

$$\varphi_{D_4} = \varphi_{C_4} = \varphi_{B_4} = 0{,}012$$

Panoul în poziţia E

1. Omul în poziţia E_1

$$\varphi_{E_1} = \varphi_{D_1} = \varphi_{C_1} = \varphi_{A_1} = 0{,}048$$

2. Omul în poziţia E_2

$$\varphi_{E_2} = \varphi_{D_2} = \varphi_{C_2} = \varphi_{B_2} = 0{,}038$$

3. Omul în poziţia E_3

$$\varphi_{E_3} = \varphi_{D_3} = \varphi_{C_3} = \varphi_{B_3} = 0{,}022$$

Panoul în poziţia F

1. Omul în poziţia F_1

$$\varphi_{F_1} = \varphi_{E_1} = \varphi_{D_1} = \varphi_{C_1} = \varphi_{B_1} = \varphi_{A_1} = 0{,}048$$

2. Omul în poziţia F_2

$$\varphi_{F_2} = \varphi_{A_2} = 0{,}040.$$

Trasînd la o anumită scară pe axa absciselor distanţele dintre axele panourilor, iar la altă scară pe ordonată valorile coeficienţilor de radiaţie reciprocă se obţin curbele de variaţie ale acestora (fig. 28).

Însumînd ordonatele curbelor se obţine curba rezultantă a variaţiei coeficientului de variaţie reciprocă φ_{p_c} (fig. 29).

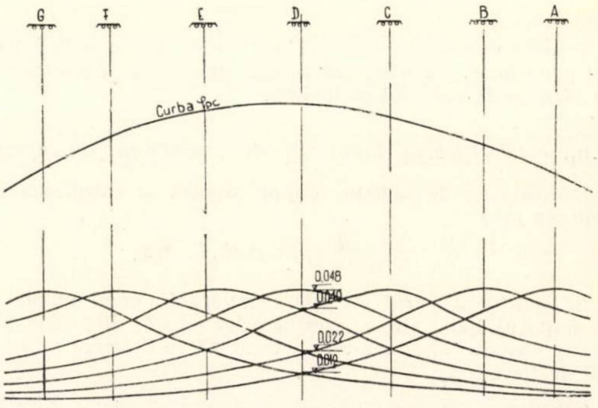


Fig. 29. Construcţia curbei rezultante a coeficientului de iradiere reciprocă ρ_{P_c} pentru exemplul 2

Scriind în calcul valoarea maximă a coeficientului $\varphi_{p_c} =$ 0,196, ceea ce corespunde cu poziţia omului în mijlocul halei, se determină intensitatea de radiaţie asupra capului înlocuind în relaţia (68)

$$q_{p_c} = 0{,}196\,\frac{\left(\dfrac{273+105}{100}\right)^4 - \left(\dfrac{273+32}{100}\right)^4}{105-32} \times$$

$$\times\ 4{,}0 \times (1 - 0{,}15)\ (105 - 32) = 78 \text{ kcal/m}^2\text{h}.$$

În expresia de mai sus s-a înlocuit $\theta_p = 105\,°\text{C}$; $\theta_c = +\,32°$; $C = 4{,}0$ kcal/m² h°K şi $\varepsilon = 0{,}15$.

Limita admisibilă pentru intensitatea de iradiere asupra capului la $t_i = 12$ fiind de 38,5 kcal/m² (tabela 2) rezultă că instalaţia nu corespunde cerinţelor de confort.

Pentru asigurarea condiţiilor cerute de confort trebuie scăzută temperatura medie a panoului radiant θ_p şi o dată cu ea schimbate şi celelalte elemente ale panoului.

Dacă în această situaţie nu se asigură temperatura interioară de calcul, se combină sistemul de încălzire prin radiaţii cu cel prin convecţie, adică o parte din pierderile de căldură ale halei vor fi preluate de suprafeţe statice (registru, serpentine) montate la faţa pereţilor exteriori.

EXEMPLUL 3

Se consideră acelaşi tip de hală (exemplul 2) cu aceleaşi caracteristici şi se cere a fi încălzită cu radianţi cu gaze.

Rezolvare

A. Calculul preliminar

a$_1$. *Determinarea pierderilor de căldură*

Aplicînd aceleaşi relaţii ca la exemplul 2 pentru $t_i = +12°$ se obţine:

$$Q_h = 550\,000 \text{ kcal/h}.$$

a$_2$. *Alegerea şi amplasarea radianţilor*

Pentru a alege tipul de panou este necesar a stabili numărul de radianţi şi posibilitatea de amplasare a lor.

Înălţimea minimă de montare este dată de expresia (59).

$$H'_{min} = \sqrt{\frac{C \cdot f_s f_p (\theta_p - t_R)}{\pi q_{p\,max}}} + 1{,}8$$

unde pentru $C = 4{,}0$ kcal/m²h°K ; $f_s = 1{,}0$ m² ; $f_p = 0{,}10$ m² ; $\theta_p = 850$ °C.

$t_R = +15°$; $q_{p_{max}} = 90$ kcal/m²h pentru $t_i = +16$ °C.

Se obţine

$$H'_{min} \approx \sqrt{\frac{4 \times 1{,}0 \times 0{,}10 \times 19{,}2\,(850 - 15)}{3{,}14 \times 90}} + 1{,}8 \approx 6{,}6$$

Hala avînd înălţimea de 10 m şi montarea radianţilor făcîndu-se la plafon $H_R > H'_{min}$ condiţia de amplasare pe înălţime este îndeplinită.

Numărul aproximativ de radianţi se calculează astfel încît să fie satisfăcută relaţia (81)

$$\frac{a_i \times b_i}{H^2} = 0{,}8\ldots1{,}0$$

unde pentru $H = H_R - 1{,}0$ (om stînd în picioare) şi considerînd valoarea minimă de 0,8 se obţine:

$$n = a_i \times b_i = (10 - 1)^2 \times 0{,}80 = 72 \text{ buc.}$$

Numărul exact de radianţi se determină după amplasarea lor în plan. În acest scop sînt necesare unele consideraţii de ordin practic în ceea ce priveşte montarea radianţilor în interiorul halei şi la pereţii exteriori.

Montînd patru rînduri de radianţi pe lăţimea halei, iar de la radianţi pînă la peretele exterior lăsînd un spaţiu de 0,5 m rezultă:

— distaţa dintre radianţii interiori pe latura mică a halei:

$$b_i = \frac{32}{4} = 8{,}0 \text{ m};$$

— distanţa dintre radianţii interiori pe latura mare a halei:

$$a_i = \frac{72}{8} = 9{,}0 \text{ m}.$$

Verificînd raportul $a_i/b_i = 1{,}1$ se constată că este îndeplinită condiţia cu $1 < a_i/b_i < 2$.

Dat fiind faptul că la pereţii exteriori este necesară o intensitate de radiaţie mai mare decît în interiorul halei, aceasta se realizează prin micşorarea distanţei dintre radianţi. Astfel, între radianţii montaţi de-a lungul pereţilor distanţele se calculează cu relaţiile (82)

$$a_p = \frac{a_i}{1 + z} = \frac{9{,}0}{1 + 0{,}50} \approx 6{,}0 \text{ m}$$

$$b_p = \frac{b_i}{1 + z} = \frac{8{,}0}{1 + 0{,}50} \approx 5{,}40$$

unde coeficientul de corecţie $z = f(H^2/F)$ s-a determinat din figura 23.

Pentru radianţii montaţi în colţuri, distanţele sînt date de relaţiile (83)

$$a_c = \frac{a_i}{1 + 2z} = \frac{9{,}0}{1 + 2 \times 0{,}50} \approx 4{,}50 \text{ m}$$

$$b_c = \frac{b_i}{1 + 2z} = \frac{8{,}0}{1 + 2 \times 0{,}50} \approx 4{,}00 \text{ m}.$$

Distribuind în plan radianţii funcţie de distanţele calculate rezultă un total de 64 buc.

Stabilit fiind numărul de radianţi, se poate determina puterea nominală a unui corp

$$q_R = \frac{Q_h}{n_R} = \frac{550\,000}{64} = 8\,500 \text{ kcal/h}.$$

Ţinînd seamă de tipurile de radianţi construiţi în ţara noastră, se aleg 64 baterii de radianţi, fiecare baterie avînd următoarele caracteristici:

$q_R = 12\,500$ kcal/h ; $F_R = 0{,}1375$ m² ; $\theta_R = 850$ °C ; $\eta_R = 50\%$

B. Calculul de verificare

b$_1$. *Determinarea temperaturii suprafeţelor înconjurătoare* θ_i, θ_s *şi a temperaturii interioare* t_i.

Din rezolvarea sistemului de 3 ecuaţii de echilibru termic, cele două ecuaţii de echilibru termic al suprafeţelor ce limitează încăperea pentru zona inferioară (86) şi pentru zona superioară (88) şi ecuaţia de confort termic (89) se obţin necunoscutele θ_i, θ_s şi t_i.

Termenii constanţi ce intră în compunerea celor trei ecuaţii se calculează astfel:

— Calculul coeficienţilor parţiali de transfer termic prin elementele de construcţie χ

— pentru zona inferioară:

$$\chi_i = 4{,}35 \text{ kcal/m}^2\text{h°C (exemplul 2)}$$

— pentru zona superioară:

$$\chi_s = 1{,}9 \text{ kcal/m}^2\text{h°C (exemplul 2)}.$$

— Calculul coeficienţilor de transfer termic prin radiaţie

— de la zona activă a radianţilor la zona inferioară se aplică relaţia

$$\alpha_{ri} = \frac{\left(\frac{T + \theta_R}{100}\right)^4 - \left(\frac{T + \theta_i}{100}\right)^4}{\theta_R - \theta_i} \times C$$

unde pentru $\theta_R = 850$ °C şi $\theta_i = +5$ °C şi $C = 4{,}5$ kcal/m²h°K se obţine:

$$\alpha_{Ri} = \frac{\left(\frac{273 + 850}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + 5}{100}\right)^4}{850 - 5} \times 4{,}5 \approx 94 \text{ kcal/m}^2\text{hgrd};$$

— de la partea superioară a radianţilor la zona superioară se aplică relaţia

$$\alpha_{rs} = \frac{\left(\frac{T + \theta_{R'}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T + \theta_s}{100}\right)^4}{\theta_R - \theta_s} \times C$$

unde pentru $\theta'_R = 100°$ C ; $\theta_s = +3$ °C şi $C = 4{,}5$ kcal/m²h°K se obţine:

$$\alpha_{rs} = \frac{\left(\frac{273 + 100}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + 3}{100}\right)^4}{100 - 3} \times$$

$$\times\ 4{,}5 \approx 6{,}2 \text{ kcal/m}^2\text{h grd};$$

— de la zona inferioară, la zona superioară

$$\alpha_{is} = \frac{\left(\frac{T+\theta_i}{100}\right)^4 - \left(\frac{T+\theta_s}{100}\right)^4}{\theta_i - \theta_s} \times C;$$

înlocuind se obţine

$$\alpha_{is} = \frac{\left(\frac{273+5}{100}\right)^4 - \left(\frac{273+3}{100}\right)^5}{5-3} \times$$

$$\times\ 4{,}5 \approx 4{,}0 \ \text{kcal/m}^2\text{h grd};$$

— de la zona superioară la zona inferioară

$$\alpha_{si} = \alpha_{is} = 4{,}0 \ \text{kcal/m}^2\text{h grd}.$$

— Calculul coeficientului de transfer termic prin convecţie:

— de la aer la elementele de construcţie (atît pentru zona inferioară, cît şi pentru zona superioară)

$$\alpha_{ci} = \alpha_{cs} = 3{,}5 \ \text{kcal/m}^2\text{h grd}.$$

— Calculul temperaturii medii de radiaţie θ_{ms}. Se aplică relaţia (90)

$$\theta_{ms} = \frac{F_i}{F_i + F_S + F_R}\,\theta_i + \frac{F_s}{F_i + F_S + F_R}\,\theta_s +$$

$$+ \frac{F_R}{F_i + F_S + F_R}\,\theta_R$$

unde înlocuind:

$F_i = 5\,000$ m²; $F_s = 2\,500$ m²; $F_R = 8{,}8$ m²; $\theta_R = 850$°C

$$\theta_{ms} = \frac{5\,000}{7\,508{,}8}\,\theta_i + \frac{2\,500}{7\,508{,}8}\,\theta_S + \frac{8{,}8}{7\,508{,}8}\,850$$

$$\theta_{ms} = 0{,}67\ \theta_i + 0{,}36\ \theta_s + 1{,}0.$$

— Calculul căldurii cedate de radianţi q_p

Se aplică relaţia

$$q_p = F_o\,\frac{\eta_R \cdot q_R}{\pi}\,\varphi'_{PM}\,(1-\varepsilon)$$

unde:

$F_o = 0{,}50$ m²; $\eta_R = 0{,}50$; $q_R = 12\,500$ kcal/h; $\varepsilon = 0{,}15$.

Pentru calculul din φ'_{PM} se va considera omul amplasat în cea mai critică poziţie. Se vor lua în calcul 5 poziţii (A, B, C, D, E) ale omului (fig. 20); se va determina pentru fiecare poziţie în parte valoarea lui φ'_{PM}.

Limitînd zona de influenţă cu $x-y-w-z$ şi notînd radianţii cu numere de la 1—20, prin aplicarea relaţiei:

$$\sum_1^{20} \varphi'_{(R_0)n} = \varphi'_{(R_0)_1} + \varphi'_{(R_0)_2} + \cdots\cdots\ \varphi'_{(R_0)_{20}}$$

se obţin pentru fiecare din cele 5 poziţii valorile coeficienţilor de radiaţie reciprocă φ'. Pentru uşurinţa calculului se vor utiliza diagramele din figura 7.

Omul în poziţia A . . . . $\varphi'_{(R_0)A} = 0{,}0397$

Omul în poziţia B . . . . $\varphi'_{(R_0)B} = 0{,}0401$

Omul în poziţia C . . . . $\varphi'_{(R_0)C} = 0{,}0300$

Omul în poziţia D . . . . $\varphi'_{(R_0)D} = 0{,}0486$

Omul în poziţia E . . . . $\varphi'_{(R_0)E} = 0{,}0422$

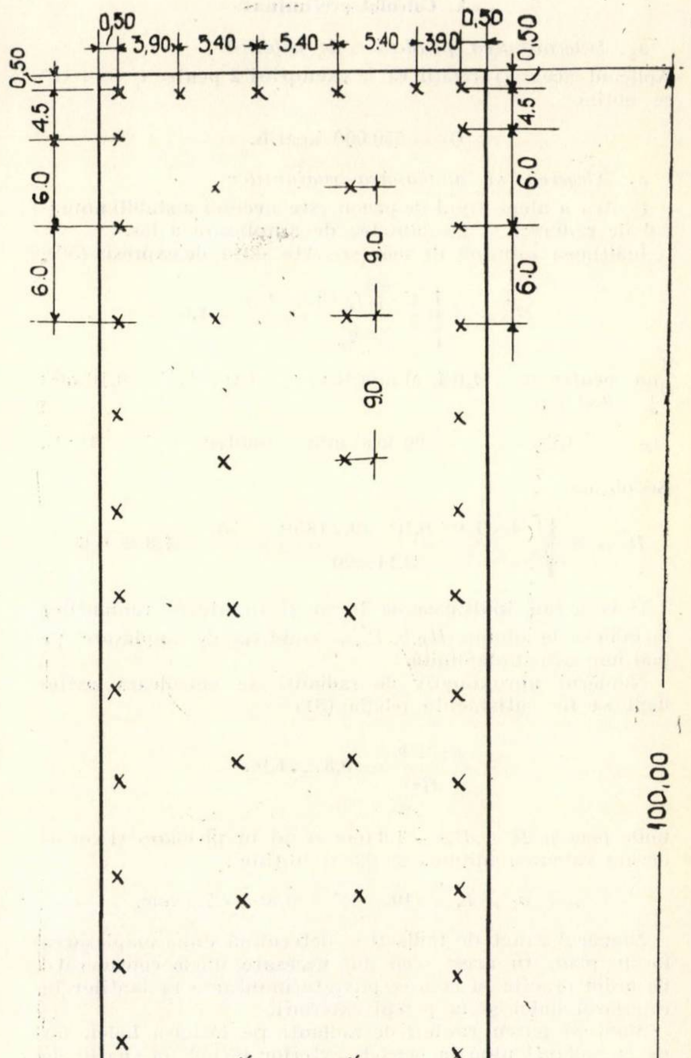


Fig. 30. Schema pentru calculul coeficientului de iradiere reciprocă ρ'_{PM} pentru exemplul 3

De unde poziţia cea mai defavorabilă a omului în D. Înlocuind valoarea lui $\varphi'_{(R_0)D}$ în relaţia de mai sus se obţine :

$$q_p = \frac{0{,}50\times 0{,}50\times 12\,500}{3{,}14} \times 0{,}0486\ (1-0{,}15)$$

$$q_p \approx 45 \text{ kcal/h.}$$

Înlocuind valorile de mai sus calculate în cele trei ecuaţii de echilibru termic şi efectuînd calculele se obţin :

$$51\ \theta_i - 10\ \theta_s - 17{,}5\ t_i - 315 = 0.$$
$$10\ \theta_i - 23{,}5\ \theta_s + 8{,}75\ t_i - 82 = 0.$$
$$67\ \theta_i + 36\ \theta_s + 100\ t_i - 2\,000 = 0.$$

Rezolvînd sistemul rezultă :

$$\theta_i \approx 10{,}5\,^\circ\text{C}; \quad \theta_s \approx +5\,^\circ\text{C}; \quad t_i \approx +11{,}5\,^\circ\text{C}$$

b_2. *Recalcularea pierderilor de căldură*

Calculul exact al pierderilor de cădură se face aplicînd relaţia

$$Q_h = X_i\ F_i\ (\theta_i - t_e) + X_s\ F_s\ (\theta_s - t_e)$$

sau înlocuind

$$Q_h = 4{,}35 \times 5\,000(10{,}5 + 18) + 1{,}9 \times 2\,500\,(5 + 18) \approx$$
$$\approx 730\,000 \text{ kcal/h}$$

b_3. *Recalcularea suprafeţei încălzitoare*

Pierderile de căldură fiind mai mari decît cele calculate după metoda STAS 1907—52, va rezulta în acest caz o putere nominală a unui radiant

$$q_R = \frac{730\,000}{64} \approx 11\,400 \text{ kcal/h}$$

mai mică decît puterea nominală a radiantului prevăzut la calculul preliminar. Rezultă că radiantul ales la calculul preliminar corespunde necesităţilor.

b_4. *Verificarea intensităţii de radiaţii asupra capului*

Intensitatea ce se poate instala pentru a nu depăşi valoarea maximă a iradierii capului se calculează cu expresia (94)

$$q_{p\,max} = \frac{8{,}75}{\varphi_c}\,(t_c - t'_R)$$

unde :

$$t_c - t'_R = f\,(t_i - t'_R).$$

Pentru $t_i - t'_R = 3\,^\circ$(din tabela 4) $t_c - t_i = +2\,^\circ\text{C}$

sau $t_c = 13{,}5\,^\circ\text{C}$. — $\varphi_c = 0{,}60$ din graficul din figura 25.

Înlocuind $q_{p\,max} = \dfrac{8{,}75}{0{,}60}\ (13{,}5-9) \approx 68 \text{ kcal/m}^2\text{ h}$.

Intensitatea de iradiere a sursei asupra corpului este dată de expresia (97)

$$q_p = \frac{9{,}5}{\varphi_M}\,(t_i - t'_R)$$

unde $\varphi_M = 0{,}40$ din graficul din figura 25 pentru $\dfrac{H^2}{F} = 0{,}04$.

Înlocuind

$$q_p = \frac{9{,}5}{0{,}40} \times (11{,}5-9) \approx 58 \text{ kcal/m}^2\text{h.}$$

Întrucît $q_p < q_{p\,max}$ instalaţia în condiţiile actuale de dimensionare corespunde cerinţelor confortului.

Unele rezultate ale încercărilor pentru stabilirea mărcilor cimenturilor produse în R. S. România în condiţiile metodei de determinare a rezistenţelor mecanice pe mortare plastice*

Ing. A. Hetea, ing. I. Ionescu şi ing. Maria Enculescu
ICMPC

În anii 1964—1967 în cadrul I.C.M.P.C. s-au efectuat un volum important de studii şi încercări comparative în scopul precizării diferitelor aspecte legate de adoptarea metodei de încercare a cimenturilor pe mortare plastice în vederea standardizării acesteia, din care menţionăm :

— efectuarea de încercări comparative, conform programelor stabilite în cadrul colaborării pe linie C.A.E.R., cu folosirea a diverse tipuri de cimenturi produse în U.R.S.S. şi R. S. România şi folosirea a diverse tipuri de utilaje pentru amestecul şi compactarea mortarului standard (malaxor Steinbruk-Schmeltzer, malaxor cu palete şi amestec forţat, aparat cu ciocane Bőhme masă vibratoare sau masă de şoc) ;

— efectuarea de încercări comparative conform programelor stabilite pe linie C.A.E.R., cu folosirea nisipului standard poligranular 0,08—2,00 mm produs în R. S. România şi R.S.C. şi a nisipurilor standard monofracţionare 0,50—0,85 ; 0,50 — 1,00 ; 0,80 — 1,20 mm produse în U.R.S.S. şi R.S. România ;

— studiul de laborator şi la scară semiindustrială asupra posibilităţilor de producere în R.S. România a nisipului normal poligranular necesar la încercarea lianţilor hidraulici pe mortare plastice, stabilirea tehnologiei pentru producţia nisipului poligranular la scară industrială şi elaborarea standardului de stat pentru acest material ([8], [9], [11]) ;

— încercări privind reproductibilitatea rezultatelor în condiţiile metodei de determinare a rezistenţelor cimenturilor pe mortare plastice, ca şi încercări privind influenţa dimensiunilor şi suprafeţei plăcuţelor metalice, folosite la încercarea jumătăţilor de prisme (plăcuţe 40 × 62,5 mm sau 40 × 40 mm) ;

— încercări comparative pe mortare vîrtoase STAS 227— 1949 şi pe mortare plastice conform recomandării I.S.O.—TC 74 pentru circa 200 probe de ciment provenite de la cele nouă fabrici de ciment din ţară, în vederea stabilirii noilor mărci ale cimenturilor în condiţiile determinării rezistenţelor mecanice pe mortare plastice.

Pe baza studiilor efectuate şi a datelor din literatura de specialitate s-a stabilit că metoda recomandată de I.S.O. şi C.A.E.R. cunoscută sub denumirea de metoda RILEM-CEMBUREAU, după numele organizaţiilor care au elaborat-o, prezintă, în comparaţie cu alte metode, ale căror elemente au fost menţionate succint mai sus, avantaje sensibile, din care menţionăm :

— rezultatele obţinute la încercările efectuate dau informaţii suficient de exacte asupra proprietăţilor de rezistenţă ale cimenturilor fără adaosuri, precum şi asupra proprietăţilor cimenturilor cu adaosuri active şi inerte. În plus, me-

---

* Comunicare prezentată la cea de-a VIII-a Sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Iaşi – 28–30 septembrie, 1962. Text prescurtat.

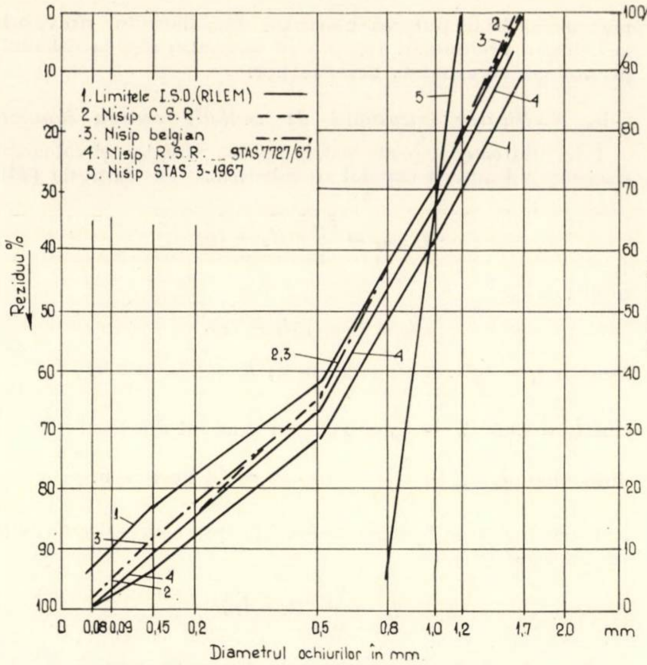


Fig. 1 Compoziția granulometrică a nisipului trifracționar – I.S.O. – T.C.-74 (STAS 772 – 197) folosit cu nisip standard la determinarea rezistentei cimenturilor pe mortare plastice și a nisipului normal monogranular STAS 3 – 1967 folosit la determinarea rezistenței cimenturilor pe mortare vîrtoase în R. S. România

toda permite o mai bună corelare a rezistenței cimenturilor cu rezistența betoanelor ([3], [4], [5], [6], [7], [8], [9]);

— metoda dă indicații mai precise asupra variațiilor în calitatea cimenturilor, produse de una sau mai multe fabrici și asigură o mai bună reproductibilitate a rezultatelor încercărilor ce se efectuează în același laborator sau în laboratoare diferite ([3], [4], [6], [7], [8], [9], [10]);

— metoda este relativ simplă și ușor aplicabilă în marile laboratoare și în cadrul încercărilor obligatorii ce se efectuează pentru controlul calității cimentului în fabricile de ciment și pe șantierele de construcții mai importante;

— metoda necesită un număr redus de tipare, consum redus de materiale și timp de lucru mai puțin pentru confecționarea epruvetelor necesare încercărilor, iar precizia și reproductibilitatea rezultatelor sînt mai bune decît în cazul metodei prevăzute de STAS 227/1949;

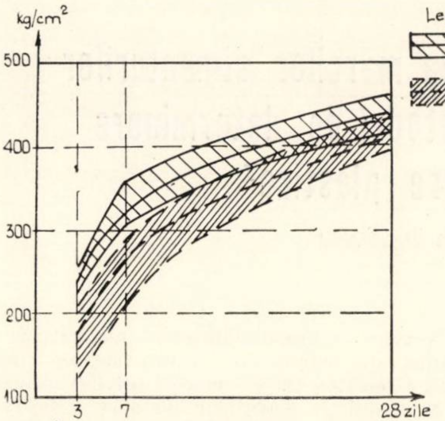
— metoda permite determinarea rezistențelor mecanice, a contracțiilor și deformațiilor cimentului pe același tip de epruvetă.

Pe baza concluziilor studiilor efectuate, s-a hotărît introducerea metodei recomandate de I.S.O. și C.A.E.R. în R. S. România, s-au întocmit proiectele necesare producerii în țară a utilajelor specifice metodei (utilaje în curs de execuție) și s-au elaborat de I.C.M.P.C. în colaborare cu MICDGIS și fabricile de ciment Medgidia și Bicaz standardele necesare introducerii metodei în R. S. România.

La încercările comparative efectuate pentru aceleași cimenturi, cu folosirea nisipului poligranular cehoslovac (recomandat ca etalon pe linie C.A.E.R.) și cel produs în R. S. România, s-au obținut rezultate egale sau puțin superioare (în limitele 2 — 5 %) în cazul folosirii nisipului poligranular produs în R. S. România la întreprinderea reg. extractivă minieră

Fig. 2 a. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie pentru probele de ciment P 400 și P 400-export trimise de fabrica Bicaz

Fig. 2. b. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie pentru probele de ciment P 500 trimise de fabrica Bicaz



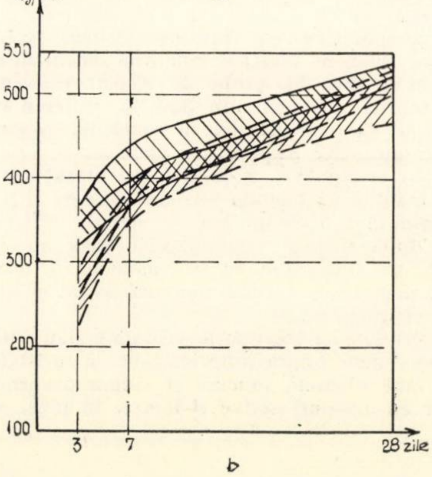
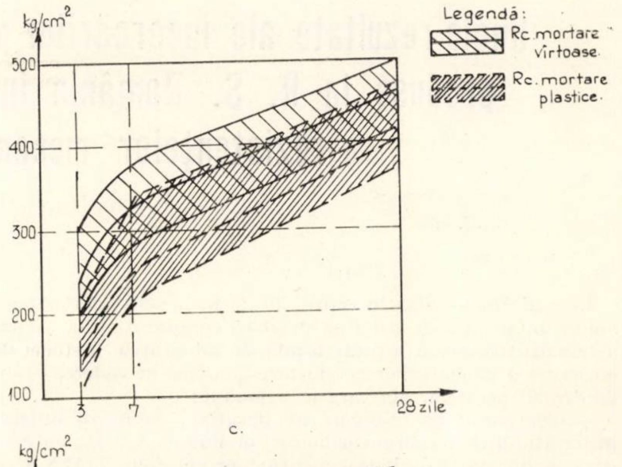
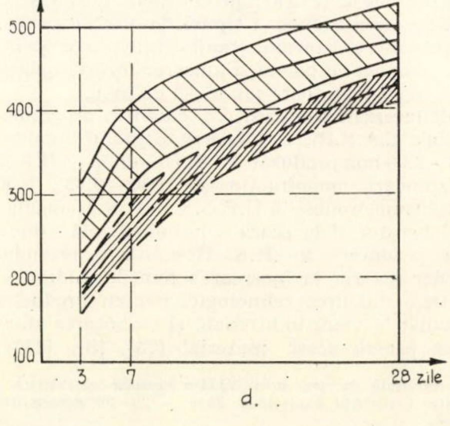


Fig. 2. c. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie, pentru probele de ciment Pz-400, trimise de fabrica Bicaz

Fig. 2. d. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie, pentru probele de ciment Pz 400 trimise de fabrica Fieni





Lugoj cu asistenţa tehnică a I.C.M.P.C., nisip care în anul 1967 a şi fost standardizat (STAS 7727/1967). Rezultate similare s-au obţinut şi la încercările comparative cu folosirea nisipului poligranular belgian (recomandat de I.S.O. ca etalon pentru încercările comparative) şi a nisipului poligranular produs de R. S. România (fig. 1).

I. COMPARAŢIE ÎNTRE METODA PENTRU DETERMINAREA REZISTENŢEI CIMENTURILOR PE MORTARE PLASTICE ŞI METODA PREVĂZUTĂ DE STAS 227-1949 PENTRU DETERMINAREA REZISTENŢEI CIMENTURILOR PE MORTARE VÎRTOASE

Metoda pentru determinarea rezistenţei cimenturilor pe mortare vîrtoase, prevăzută de STAS 227—1949, are la bază vechiul standard german DIN 1164—1932 şi este în general considerată a nu mai corespunde stadiului actual de dezvoltare a tehnicii în industria cimentului şi nici tehnologiei moderne de preparare a betoanelor. Elementele de bază ce caracterizează metoda recomandată de I.S.O. şi C.A.E.R. pentru determinarea rezistenţei cimenturilor pe mortare plastice şi metoda prevăzută de STAS 227—1949 pentru determinarea rezistenţelor mecanice pe mortare vîrtoase sînt redate în tabela 1.

II. ÎNCERCĂRILE EFECTUATE PENTRU STABILIREA NOILOR MĂRCI ALE CIMENTURILOR ŞI REZULTATELE OBŢINUTE

Programul de lucru a cuprins în principal următoarele :

1. Încercări conform STAS 227—49 pe circa 200 probe de ciment produse de cele nouă fabrici din sortimentele P 500 ; P 400 STAS 388—1949 ; Pz 500 ; Pz 400—STAS 1500—1960 şi M 400 STAS 1202—1962 şi RIM 200. STAS 6486—1961.

2. Încercări conform STAS 227—949 pe 15 probe de cimenturi etalon, fără adaosuri, cu adaos de 15 şi 30% zgură şi cu adaosuri inerte de 15 şi 30% nisip cuarţos (SiO_2 peste 98,5%) măcinate la suprafeţe specifice de 2 500; 3 500 şi 4 500 cm^2/g, în vederea comparării rezultatelor obţinute la încercările efectuate cu cimenturile produse industrial în fabrici, cu rezultatele obţinute la încercarea cimenturilor etalon, cît şi pentru studiul influenţei variaţiei fineţii de măcinare la suprafeţe specifice diferite asupra proprietăţilor de rezistenţă mecanică ale cimenturilor fără adaosuri, cu adaosuri active sau inerte.

3. Încercări pe mortare plastice pentru cimenturile de la punctul 1 şi 2, conform recomandării I.S.O. şi C.A.E.R., în vederea stabilirii noilor mărci ale cimenturilor.

4. Studiul influenţei variaţiei fracţiunii foarte fine din nisipul poligranular asupra proprietăţilor de rezistenţă ale cimenturilor determinate pe mortare plastice.

Rezultatele încercărilor efectuate conform metodologiei prevăzute de STAS 227—1949 şi în conformitate cu recomandările I.S.O. şi C.A.E.R., au fost centralizate parţial în tabelele 2 şi 3 şi s-au reprezentat grafic în figurile 2 şi 3.

Datele încercărilor efectuate indică în principal următoarele :

— Datorită slabei reproductibilităţi a rezultatelor încercărilor pentru determinarea rezistenţelor mecanice ale cimenturilor, în conformitate cu metodologia prevăzută de STAS 227—1949 (în cazul cînd la încercările efectuate de mai multe laboratoare asupra aceluiaşi ciment se obţin în mod obişnuit variaţii ale rezistenţelor mecanice de ±8—12%), majoritatea fabricilor produc şi livrează curent cimenturi cu un spor de rezistenţă de 10—30% peste mărcile

Fig. 2. e. Limitele de variaţie a rezistenţelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227—1949), pe mortare plastice (I.S.O.-TC-74) şi rezistenţa medie, pentru probele de ciment Pz-400 trimise de fabrica Tg. Jiu

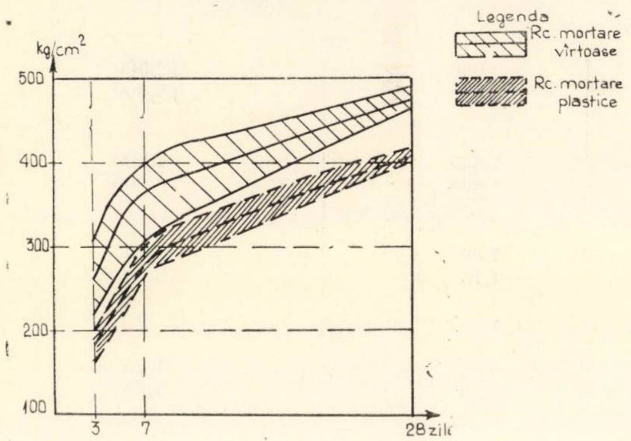


Fig. 2. f. Limitele de variaţie a rezistenţelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227—1949), pe mortare plastice (I.S.O.-TC-74) şi rezistenţa medie pentru probele de ciment Pz 400 trimise de fabrica Turda

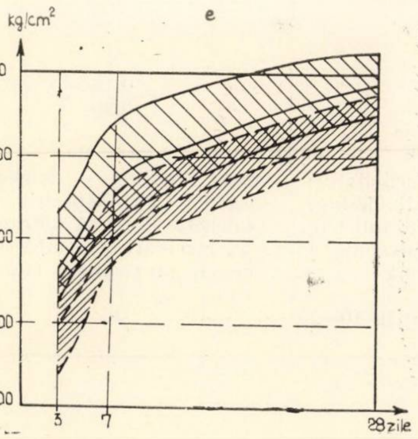


Fig. 2. g. Limitele de variaţie a rezistenţelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227—1949), pe mortare plastice (I.S.O-TC-74) şi rezistenţa medie pentru probele de ciment M 400 trimise de fabrica Bicaz

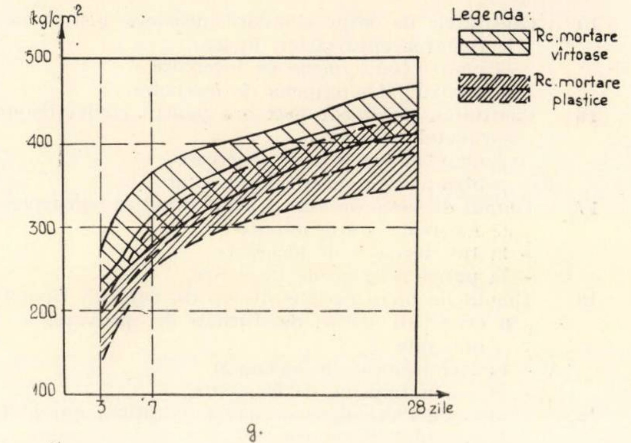


Fig. 2. h. Limitele de variaţie a rezistenţelor la compresiune, determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227—1949), pe mortare plastice (I.S.O.-TC-74) şi rezistenţa medie pentru probele de ciment M 400 trimise de fabrica Brăila

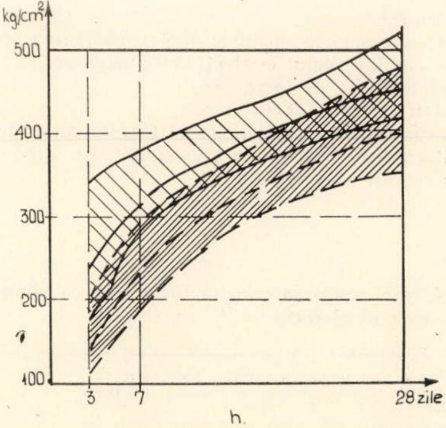


Tabela 1

Elementele de bază ce caracterizează metoda recomandată de I.S.O. şi C.A.E.R. (metoda RILEM) pentru determinarea rezistenţei cimenturilor pe mortare plastice şi metoda prevăzută de STAS 227—1949 pentru determinarea rezistenţei cimenturilor pe mortare vîrtoase

Nr. crt.	Elemente caracteristice	Metoda recomandată de ISO şi CAER (metoda RILEM)	Metoda prevăzută de STAS 227—1949
1	2	3	4
1	Tipul nisipului standard folosit	poligranular (trifracţionar)	monogranular
2	Granulaţia nisipului standard folosit în mm	0,080—1,70	0,80—1,20
	— fracţiune fină	0,08—0,50	
	— fracţiune mijlocie	0,50—1,00	
	— fracţiune grosieră	1,00—1,70	
3	Raportul ciment/nisip folosit, (în greutate)	1 : 3	1 : 3
4	Raportul apă/ciment	0,50	0,32
5	Consistenţa mortarului	plastic	vîrtos
6	Modul de preparare a amestecului de mortar standard	Amestec în malaxorul cu amestec forţat, timp de 1 min. cu viteză de 140 rot/min + 130 min cu viteza de 280 rot/min	Amestec manual + 2,5 min. în malaxorul Steinbruk-Schmeltzer cu viteza de 8 rot/min.
7	Modul de compactare a epruvetelor	Prin aplicare a 120 şocuri cu masa de şoc.	Prin aplicarea a 150 lovituri de ciocan cu aparatul cu ciocane Böhme
8	Tipul şi numărul epruvetelor pentru determinarea rezistenţei la tracţiune la un termen	—	6 brichete (opturi)
9	Idem pentru determinarea rezistenţei la întindere din încovoiere	3 prisme de 4×4×16 cm.	—
10	Idem pentru determinarea rezistenţei la compresiune	6 jumătăţi de prisme* cu latura de 4×4×16 cm	6 cuburi cu latura de 7,07 cm
11	Numărul total de epruvete necesare pentru încercarea unui ciment la trei termene (3 ; 7 şi 28 zile)	9 prisme cu latura de 4×4×16 cm	18 brichete + 18 cuburi de 7,07 cm latura
12	Idem pentru încercarea unui ciment la patru termene (1 ; 3 ; 7 şi 28 zile, sau 3 ; 7 ; 28 şi 90 zile).	12 prisme cu latura de 4×4×16 cm	24 brichete + 24 cuburi de 7,07 cm latură
13	Numărul tiparelor necesare la confecţionarea epruvetelor pentru încercarea unui ciment la trei termene (3 ; 7 ; 28 zile)	3 tipare cu cîte 3 casete de prisme 4×4×16 cm	18 tipare brichete + 18 tipare cuburi cu latura de 7,07 cm
14	Idem la patru termene de încercare (1 ; 3 ; 7 ; 28 zile sau 3 ; 7 ; 28 şi 90 zile).	4 tipare cu cîte 3 casete de prisme 4×4×16 cm	24 tipare de brichete + 24 tipare cuburi cu latura de 7,07 cm
15	Cantitatea de nisip standard necesară pentru confecţionarea epruvetelor, în kg		
	— pentru trei termene de încercare	4,050	13,500
	— pentru patru termene de încercare	5,400	18,000
16	Cantitatea de ciment necesară pentru confecţionarea epruvetelor, în kg		
	— pentru trei termene de încercare	1,350	4,500
	— pentru patru termene de încercare	1,800	6,000
17	Timpul de lucru necesar pentru turnarea epruvetelor de încercat, — ore, minute **		
	— la trei termene de încercare	1,00	2,30
	— la patru termene de încercare	1,15	3,00
18	Timpul de lucru necesar decofrării, curăţirii tiparelor şi pregătirii pentru noi turnări de epruvete, .. ore, min **		
	— la trei termene de încercare	0,30	1,30
	— la patru termene de încercare	0,40	2,00
19	Timpul de lucru necesar pentru curăţirea aparatelor şi a locului de muncă ... ore min**	0,15	0,30
20	Suprafaţa necesară în bazinele pentru păstrarea epruvetelor, în intervalul confecţionare-încercare, în m²		
	— la trei termene de încercare	0,065	0,16
	— la patru termene de încercare	0,085	0,20
21	Temperatura apei în bazinele de păstrare a epruvetelor în intervalul confecţionare-încercare, în grade C	19—21*** 18—22[k]	— 15—20
22	Utilaje necesare la încercări	Aparat Frühling-Michaelis echipat cu dispozitiv de încovoiere + presa hidraulică pt. încercări la compresiune de 20 t sarcină maximă	Aparat Frühling — Michaelis echipat cu dispozitiv pt. brichete + presă hidraulică pt. încercări la compresiune de 50—60 t sarcină maximă
23	Viteza de aplicare a sarcinii la încercarea la compresiune, kg/cm² şi secundă	10—20 timpul necesar ruperii în 10—20	20

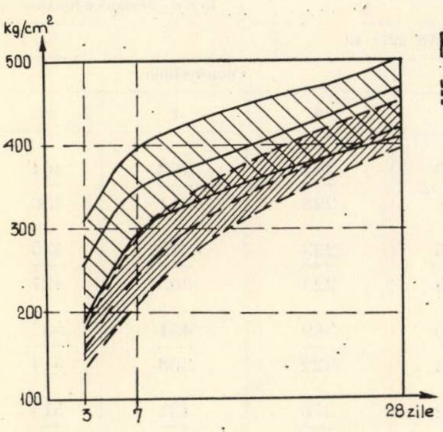
---

* Se încearcă jumătăţile prismelor rupte la încovoiere

** Timpi apreciaţi pe baza încercărilor efectuate la I.C.M.P.C.

*** Recomandarea I.S.O.

[k] Recomandarea CAER.



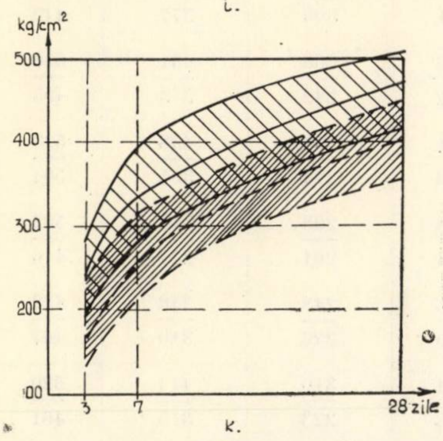
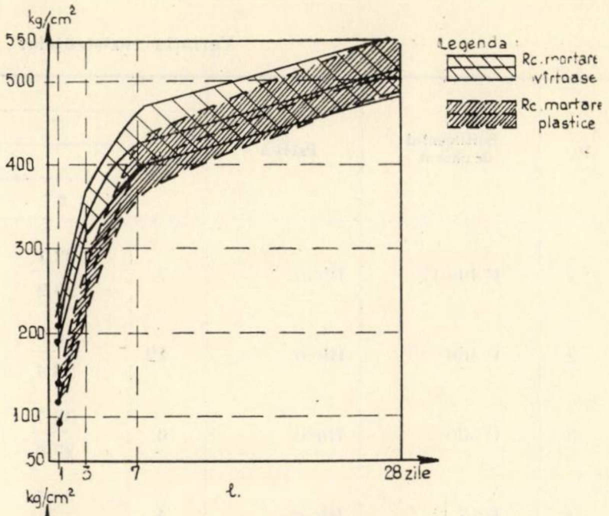


Fig. 2. i. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare viscoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O.-TC – 74), și rezistența medie, pentru probele de ciment M 400 trimise de fabrica Fieni

Fig. 2. k. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O.-TC – 74), și rezistența medie pentru probele de ciment M 400 trimise de fabrica Turda



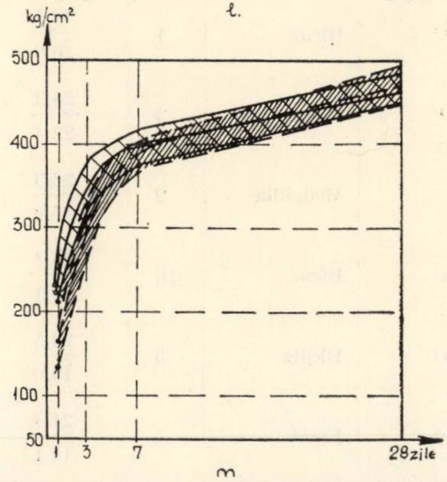
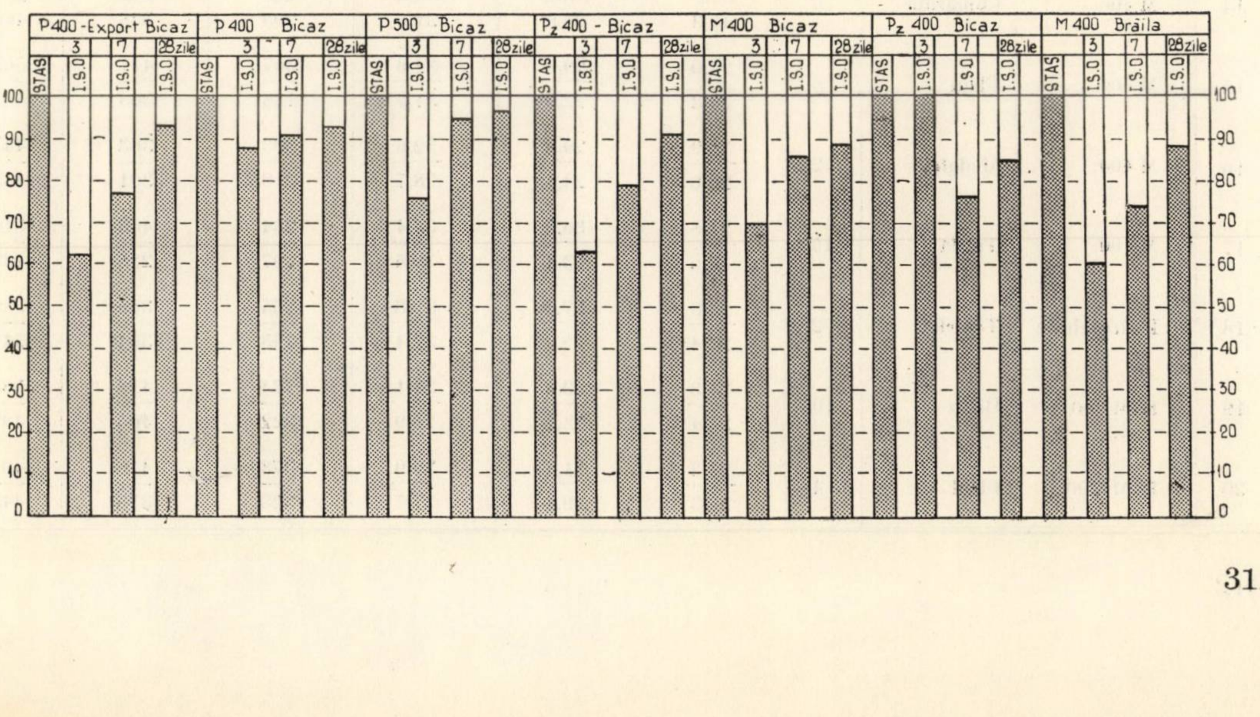


Fig. 2. l. Limitele de variație a rezistențelor (STAS 227 – 1949) pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie pentru probele de ciment RIM 200 trimise de fabrica Bicaz

Fig. 2. m. Limitele de variație a rezistențelor la compresiune determinate pe mortare vîrtoase (STAS 227 – 1949), pe mortare plastice (I.S.O. – TC – 74) și rezistența medie pentru probele de ciment RIM 200, trimise de fabrica Fieni

Fig. 3 a. Variația coeficienților medii de rezistență pentru cimenturile fără adaosuri (P 500; P 400) și pentru cimenturile cu adaos de zgură-granulată de furnal P 400-export, Pz 400 și M 400 produse de fabricile Bicaz și Brăila



Variația rezistențelor maxime și minime a coeficienților de rezistență pe fabrici și

Nr.	Sortimentul de ciment	Fabrica	Nr. de probe	Rezist. mecanice maxime/re-					
				STAS 227-49					
				Tracțiune			Compresiune		
				3	7	28	3	7	28
1	P 400 E	Bicaz	7	22,1 20,9	28,3 24,5	34,0 30,8	244 228	362 311	464 436
2	P 400	Bicaz	12	26,5 23,4	30,2 29,4	35,5 31,9	233 224	315 305	435 421
3	P 500	Bicaz	6	30,7 27,6	35,7 32,3	37,0 32,4	369 322	451 368	537 514
4	BSS	Bicaz	4	30,5 26,8	33,4 29,8	34,2 30,1	378 306	431 377	515 442
5	BSS	Cernavodă	3	28,3 22,4	30,1 25,4	33,9 31,2	368 242	431 353	516 495
6	BSS	Medgidia	2	26,3 25,9	31,8 28,5	35,1 32,3	331 294	438 385	528 504
7	Pz 400	Bicaz	16	25,4 19,1	28,9 24,9	33,8 30,4	298 201	383 277	502 416
8	Pz 400	Brăila	3	23,5 19,0	30,1 26,3	34,6 31,9	248 226	348 310	482 447
9	Pz 400	Fieni	5	21,4 18,1	28,6 26,0	36,1 33,3	310 223	414 315	520 461
10	Pz 400	Tg. Jiu	4	26,1 21,2	30,9 27,9	34,4 30,6	317 225	410 316	485 460
11	Pz 400	Turda	15	27,0 19,4	31,8 27,1	35,6 31,0	336 230	449 321	523 451
12	M 400	Bicaz	14	26,5 17,3	31,5 24,1	38,9 28,9	266 212	375 283	470 411
13	M 400	Brăila	9	26,9 15,4	30,9 24,5	35,1 31,2	344 177	381 282	533 416
14	M 400	Comarnic	5	25,9 17,3	31,5 26,9	39,2 31,6	290 205	393 338	506 460
15	M 400	Fieni	6	24,0 16,3	29,9 22,0	34,6 31,7	307 188	411 303	502 407
16	M 400	Medgidia	2	26,9 20,6	29,6 24,5	32,6 28,7	303 219	363 301	447 433
17	M 400	Turda	15	24,8 15,6	30,8 23,4	34,4 30,6	284 197	403 288	514 433
18	Hidrotehnic	Temelia	2	23,3 22,4	27,4 25,6	37,8 32,4	265 255	366 364	589 517
19	RIM 200	Bicaz	10	31,8 27,4	32,9 28,7	34,1 28,9	374 322	472 405	558 487
20	RIM 200	Fieni	4	29,3 26,3	31,4 29,4	35,9 31,7	378 323	418 376	485 448

Tabela 2

sortimente de ciment (în cazul fabricilor cu minimum două probe de ciment din același sortiment încercat)

zistențe mecanice minime (kg/cm^2) la zile						Raporturile rezistențelor la zile					
I.S.O.						maximum/minimum					
Rt. încovoiere			compresiune			Rt. incov./Rt. trac.			RcM.P/R.C.M.V.		
3	7	28	3	7	28	3	7	28	3	7	28
33,9 25,0	45,1 38,7	71,6 61,2	160 122	295 209	439 394	1,54 1,20	1,82 1,42	2,28 1,92	0,70 0,54	0,84 0,65	0,98 0,89
36,5 30,7	49,7 49,3	67,3 63,1	215 195	288 276	403 393	1,56 1,16	1,68 1,65	2,13 1,80	0,95 0,84	0,92 0,90	0,94 0,93
54,0 40,4	56,4 53,4	77,0 66,6	289 227	401 357	527 473	1,89 1,32	1,94 1,74	2,37 1,73	0,88 0,62	1,00 0,83	1,02 0,91
45,0 39,6	60,2 55,2	72,9 66,0	321 246	404 360	489 430	1,51 1,32	1,87 1,81	2,28 2,08	0,88 0,71	0,96 0,93	0,99 0,95
42,7 29,2	56,0 46,7	70,1 62,8	270 159	392 287	481 440	1,60 1,24	1,87 1,54	2,24 1,94	0,73 0,52	0,91 0,69	0,97 0,87
33,4 33,3	51,3 49,6	73,2 64,1	183 183	381 326	501 480	1,29 1,27	1,74 1,62	2,08 1,98	0,62 0,55	0,87 0,85	0,95 0,95
42,0 24,0	58,0 36,3	75,0 59,0	219 106	339 216	472 371	1,65 1,19	2,06 1,27	2,34 1,93	0,79 0,52	0,88 0,68	0,95 0,87
36,5 25,4	46,0 39,9	67,7 60,8	172 129	284 225	405 377	1,90 1,08	1,58 1,43	1,98 1,92	0,71 0,55	0,82 0,72	0,88 0,81
37,5 28,8	51,1 41,3	68,0 62,0	197 151	295 231	455 416	1,77 1,40	1,79 1,47	2,04 1,72	0,74 0,57	0,87 0,64	0,93 0,85
37,4 27,5	49,0 45,6	65,8 63,6	206 162	315 269	419 398	1,43 1,30	1,67 1,51	2,13 1,66	0,72 0,65	0,87 0,68	0,88 0,86
45,1 30,9	56,1 44,2	75,1 61,8	264 137	368 271	477 392	1,78 1,24	1,95 1,56	2,28 1,78	0,93 0,55	0,92 0,70	1,04 0,81
41,5 30,2	55,4 41,1	72,0 59,8	207 137	333 246	438 353	1,61 1,30	1,87 1,41	2,25 1,64	0,78 0,61	0,95 0,81	0,95 0,82
35,8 22,5	48,5 35,4	64,9 56,2	203 111	290 186	486 356	1,45 1,20	1,70 1,32	2,06 1,66	0,68 0,53	0,81 0,60	0,93 0,83
31,7 25,9	47,1 38,9	72,5 61,0	173 133	289 231	451 404	1,71 1,23	1,71 1,38	2,20 1,69	0,72 0,52	0.82 0,62	0,91 0,80
35,3 24,4	48,5 35,7	68,0 53,8	191 130	308 209	454 397	1,54 1,20	1,83 1,22	2,14 1,58	0,77 0,55	0,83 0,64	0,94 0,83
37,5 25,2	46,0 39,5	69,8 56,9	194 130	259 243	415 399	1,40 1,21	1,61 1,54	2,14 1,97	0,64 0,60	0,85 0,80	0,93 0,92
38,0 23,8	51,2 34,4	71,0 57,9	229 133	321 214	455 352	1,67 1,11	1,94 1,22	2,17 1,71	0,81 0,56	0,88 0,64	0,92 0,80
30,0 27,1	42,8 41,4	63,8 62,0	171 160	306 256	506 418	1,28 1,22	1,67 1,51	1,92 1,69	0,65 0,63	0,84 0,70	0,87 0,81
53,9 44,0	57,7 53,2	73,8 67,4	287 236	433 371	557 489	1,87 1,44	2,03 1,81	2,34 2,13	0,81 0,69	1,02 0,39	1,00 0,92
51,2 44,8	55,2 52,1	70,2 65,9	307 259	406 372	495 448	2,00 1,60	1,97 1,75	2,21 1,97	0,94 0,81	1,00 0,94	1,02 1,00

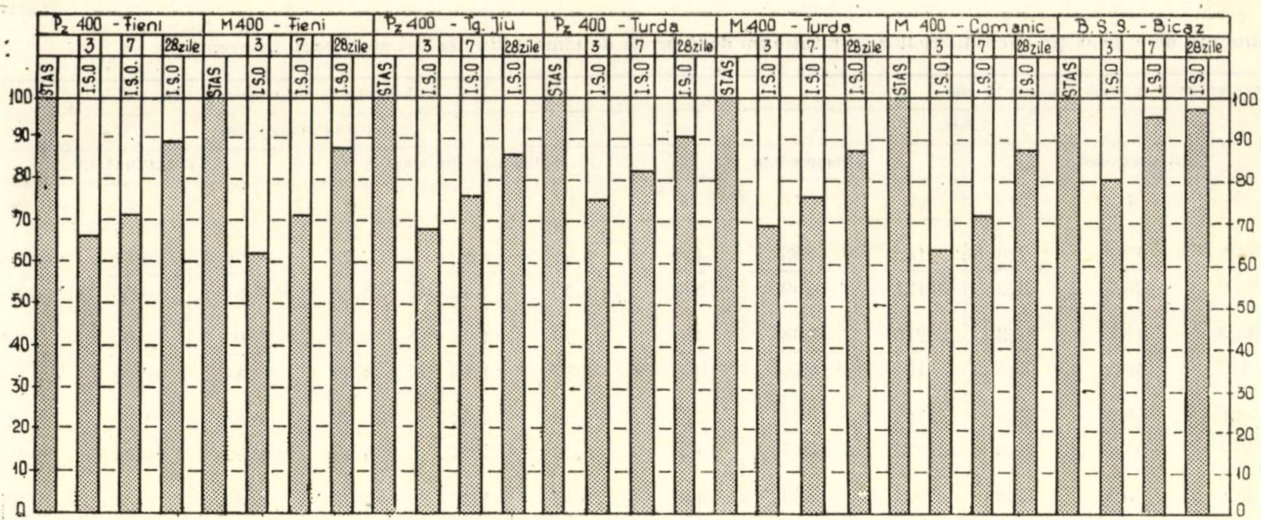


Fig. 3. b. Variaţia coeficienţilor medii de rezistenţă pentru cimenturile fără adaosuri (B.S.S.) şi pentru cimenturile cu adaosuri de zgură granulată de furnal (Pz 400 şi M 400) produse de fabricile Fieni, Tg. Jiu, Turda, Comarnic şi Bicaz

prevăzute în standardele în vigoare, ca o măsură de siguranţă suplimentară (tabela 2, fig. 2 a — m). Datele din tabela 2 şi figura 2 a—k arată că cele mai mari variaţii în rezistenţa cimenturilor încercate se înregistrează în special la cimenturile cu adaosuri de zgură granulată de furnal (cimenturile de tipul Pz 400 şi M 400), la producţia cărora fabricile sînt obligate să adopte măsuri suplimentare de prevedere pentru a se asigura împotriva eventualelor erori datorate imperfecţiunilor modului actual de dozare a zgurii la măcinarea cimentului, a variaţiilor frecvente în calitatea zgurii folosite ca adaos, cît şi împotriva diferenţelor ce se obţin la determinarea rezistenţei cimentului în laboratoarele şantierelor şi întreprinderilor de construcţii din cauza imperfecţiunii maşinilor de încercat (la care viteza de încercare se reglează manual), a variaţiilor de temperatură în camerele de păstrare a epruvetelor în intervalul confecţionare-încercare etc.

— În condiţiile actuale, cînd rezistenţa reală a cimentului (marca) se determină abia la 28 de zile de la turnare, în general după ce cimentul a fost deja consumat, la calculul reţetelor de betoane pe şantiere se ia în consideraţie rezistenţa minimă a cimentului, care este garantată de fabrică şi care fiind în general mai redusă decît rezistenţa reală implică un dozaj de ciment mai ridicat la m^3 de beton de aceeaşi marcă. De aceea sporul de rezistenţă pentru anumite sortimente de ciment, asigurat suplimentar de fabrici, nu poate fi folosit pe şantiere în avantajul economiei naţionale pentru reducerea consumului de ciment. Cele de mai sus atestă necesitatea înlocuirii urgente a actualei metodologii pentru determinarea rezistenţelor mecanice ale cimentului pe mortare vîrtoase cu metodologia recomandată de I.S.O. şi C.A.E.R. care asigură o mai bună reproductibilitate a rezultatelor încercărilor (în general variaţii sub ±5%) şi permite stabilirea pe o bază mai judicioasă a mărcilor cimenturilor, ca şi necesitatea urgentării cercetărilor pentru stabilirea unei metode complementare la metodologia I.S.O. care să permită determinarea rapidă a rezistenţelor mecanice ale cimenturilor (a mărcilor), la termene de 1—3 zile de la turnare, cu o precizie tehnică satisfăcătoare.

Creşterea rezistenţelor cimenturilor etalon încercate pe mortare vîrtoase conform

Nr. crt.	Cimentul încercat	Suprafaţa sepecifică (cm²/g)	Rezistenţe meca-				
			STAS 227/1949				
			Tracţiune				
			1	3	7	28	90
1.	Portland fără adaosuri	2 555	24,0	29,9	30,4	32,7	36,2
2.	Idem	3 700	27,4	30,2	32,7	34,3	36,2
3.	Idem	4 600	29,0	30,7	33,3	34,8	37,2
4.	Portland cu 15% zgură	2 630	20,1	26,2	28,3	34,2	36,1
5.	Idem	3 600	24,7	29,9	31,1	36,1	36,3
6.	Idem	4 600	28,6	31,6	34,7	38,5	37,6
7.	Portland cu 30% zgură	2 600	14,5	24,6	27,5	33,9	35,6
8.	Idem	3 540	19,9	26,6	31,7	36,0	39,1
9.	Idem	4 640	23,7	30,9	34,4	38,1	39,8
10.	Portland cu 15% nisip	2 510	17,9	21,6	25,9	30,5	33,9
11.	Idem	3 590	24,5	27,2	30,2	33,9	36,3
12.	Idem	4 700	29,4	28,8	31,5	34,2	34,4
13.	Portland cu 30% nisip	2 530	20,2	21,6	25,8	30,0	33,2
14.	Idem	3 700	27,2	29,3	31,2	34,0	35,6
15.	Idem	4 575	29,5	30,6	32,4	36,7	36,5

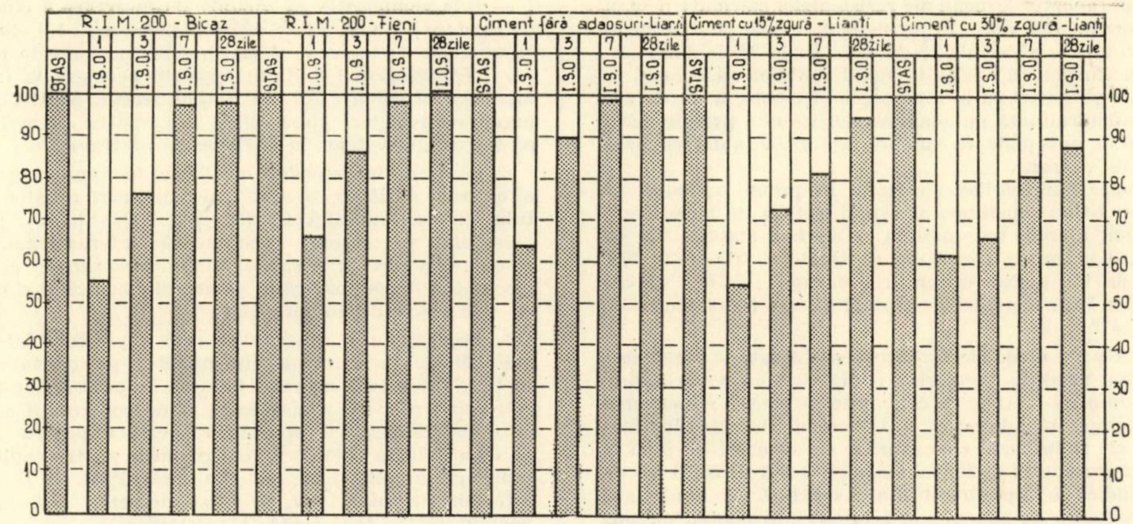


Fig. 3. c. Variaţia coeficienţilor medii de rezistenţă pentru cimenturile RIM 200 produse de fabricile Fieni şi Bicaz şi pentru cimenturile etalon (fără adaosuri cu 15% şi 30% zgură) produse în secţia lianţi I.C.M.P.C.

— În cazul determinării rezistenţei cimenturilor pe mortare plastice se obţin rezistenţe la compresiune în general mai reduse decît în cazul determinării rezistenţei cimenturilor pe mortare vîrtoase — conform STAS 227—1949 — cu raport a/c scăzut, procentul de reducere a rezistenţei fiind în funcţie de tipul cimentului, procentul şi tipul adaosurilor folosite în fabricaţie şi vîrsta la care se încearcă epruvetele (tabelele 2, 3 şi fig. 2 a—m şi 3 a—c).

— Mărirea raportului a/c la 0,50, în cazul încercărilor pe mortare plastice, influenţează sensibil rezistenţa cimentului în principal la vîrstele mici de încercare 1; 3 şi 7 zile şi într-o măsură mai redusă rezistenţa la 28 de zile (tabelele 2, 3 şi fig. 2 a—m şi 3 a—c). Astfel valorile raportului R_c mortar plastic/R_c mortar vîrtos, pentru cimenturile obişnuite, înregistrează în general creşteri cu vîrsta de încercare: de la 0,54—0,85 la încercările efectuate la vîrsta de 1—3 zile, la 0,80—1,00 la încercările efectuate la vîrsta de 28 de zile în funcţie de tipul cimentului încercat (fig. 3 a—c).

— Mărirea raportului a/c de la 0,32, în cazul determinării rezistenţei cimentului pe mortare vîrtoase, la 0,50 în cazul determinării rezistenţei pe mortare plastice, influenţează în mod diferit creşterea rezistenţelor cimenturilor la anumite vîrste de încercare (tabelele 2, 3 şi fig. 2 a—m şi 3 a—c). Astfel, la încercarea cimenturilor Portland alitice fără adaosuri de mărci superioare P 500 Bicaz; BSS-Bicaz; BSS-Medgidia; RIM 200 — Bicaz şi Fieni şi a cimenturilor etalon fără adaosuri, raporturile rezistenţelor la compresiune pentru încercările efectuate la vîrsta de trei zile au valori de 0,73—0,85 pentru ca la 7 zile să depăşească 0,90, valori care la cimenturile cu adaosuri sînt atinse de regulă abia la 28 de zile. Explicaţia constă în faptul că cimenturile Portland alitice, cum sînt cimenturile menţionate, sînt mai puţin sensibile la sporirea raportului apă/ciment. În schimb adaosul de zgură granulată de furnal la măcinarea clincherului, care echivalează cu sporirea procentului de silicat bicalcic (belit) din ciment, face să crească mult sensibilitatea cimenturilor la sporirea raportului apă/ciment şi asfel cimenturile cu adaosuri de tipul Pz şi M înregistrează creşteri de rezistenţă mai lente la încercarea cimenturilor pe mortare plastice, decît în cazul încercării aceloraşi cimenturi pe mortare vîrtoase. Datorită

Tabela 3

STAS 227/1949 şi pe mortare plastice conform Rec. I.S.O — TC—74 (STAS 5156/1967)

nice (kg/cm² la zile)

					I.S.O.—TC—74 (STAS 5156/1967)									
Compresiune					Încovoiere					Compresiune				
1	3	7	28	90	1	3	7	28	90	1	3	7	28	90
276	351	402	502	551	34,5	51,4	61,0	68,7	72,4	184	315	383	477	529
325	413	462	537	624	35,8	55,4	63,4	68,5	76,6	196	373	452	536	615
392	465	527	570	630	36,5	55,6	67,5	71,4	76,2	253	427	506	597	650
217	327	400	496	553	26,1	41,4	53,0	68,9	71,9	112	246	349	456	523
271	406	485	550	599	29,5	47,1	56,2	70,9	73,1	145	288	397	519	567
305	463	539	615	640	34,0	52,9	61,8	75,9	76,2	185	339	403	602	632
138	257	359	498	545	20,0	33,0	44,9	61,6	71,6	88	168	268	431	510
213	361	463	592	621	23,9	42,9	54,1	74,0	76,9	123	238	372	513	585
276	434	541	639	666	29,8	49,5	64,8	73,1	80,1	173	294	471	581	646
194	307	371	470	523	25,1	41,7	50,2	60,2	66,2	105	262	319	416	446
294	402	461	524	595	31,6	50,8	58,4	68,0	72,2	172	326	412	499	533
351	455	493	574	598	37,1	53,0	62,1	68,1	72,2	201	370	455	537	586
184	282	342	439	458	23,3	35,0	44,4	48,2	56,1	103	207	270	363	387
276	376	427	513	527	26,4	39,4	49,0	51,9	60,9	131	258	310	395	430
317	416	453	529	560	36,1	42,7	50,9	57,6	65,0	150	283	347	435	447

acestui fapt raporturile medii ale rezistenţelor calculate pentru aceste cimenturi au valori în jur de 0,90 numai pentru încercările efectuate la vîrsta de 28 de zile. După 28 de zile rezistenţa cimenturilor cu adaos de zgură continuă să crească în ritm accelerat, astfel că la încercările efectuate la 90 de zile rezistenţa determinată pe mortare plastice este practic egală sau destul de apropiată ca valoare de rezistenţa determinată pe mortare vîrtoase.

— Pe baza încercărilor efectuate în prima perioadă de aplicare cu titlu experimental a noii metode de încercare a cimenturilor, mărcile determinate pe mortare plastice sînt de 350 pentru actualele cimenturi de tipul Pz 400 şi M 400, respectiv de 450 pentru cimenturile de tipul Pz 500. Mărcile cimenturilor fără adaosuri de tipul P 400 şi P 500 sînt 375, respectiv 475.

— Raporturile medii ale rezistenţelor obţinute la încercarea cimenturilor produse industrial de fabrici au valori apropiate ca ordin de mărime cu cele obţinute pentru cimenturile etalon produse în laborator, atît în cazul cimenturilor fără adaosuri, cît şi în cazul cimenturilor cu adaosuri de pînă la 30 % zgură granulată de furnal (tabelele 2 şi 3 şi fig. 3 a—c), ceea ce indică o reproductibilitate suficient de bună, atît pentru producţia de ciment din fabrici, cît şi pentru metoda de încercare pe mortare plastice.

— Sub aspectul eficienţei folosirii adaosurilor, rezultate bune s-au obţinut la încercarea cimenturilor etalon cu adaosuri active (zgură granulată de furnal) în proporţie de pînă la 30 %, în cazul cărora rezistenţele finale sînt practic egale cu ale cimenturilor fără adaosuri. Folosirea adaosurilor inerte la măcinarea cimentului (nisip cuarţos) în proporţie de peste 10—15 % are ca rezultat scăderea accentuată a rezistenţelor mecanice ale cimenturilor (tabela 3).

Încercările la care s-a variat procentul de fracţiune foarte fină 0,08—0,15 mm din nisipul cuarţos poligranular de la 0—14,8 % arată că prin variaţia procentului de fracţiune foarte fină între 7,4 şi 14,8 % rezistenţa la 28 de zile variază în limitele de ±2—5 %. Ca atare apare justificată prevederea din STAS 7727—1967 ca nisipul standard poligranular să conţină fracţiunea foarte fină (0,08—0,15 mm) în proporţie de 11,1 %, ca şi prevederea ca această fracţiune să fie livrată separat pentru a se evita eventualele segregări la transportul şi ambalarea nisipului poligranular, fapt care ar influenţa negativ asupra preciziei metodei de încercare. Reducerea procentului de fracţiune foarte fină din nisipul poligranular la 0 % (aşa cum s-a propus de unii autori) are drept consecinţă scăderea rezistenţei cimentului cu 7—8 %.

III. CONCLUZII

Încercările efectuate în paralel pe mortare vîrtoase şi plastice pentru peste 200 de grade de cimenturi au dus la stabilirea mărcilor preliminare ale cimenturilor de tipul P 400 ; P 500 ; Pz 400 ; Pz 500 şi M. 400 (mărcile definitive urmînd a fi stabilite după aplicarea cu titlu experimental, timp de 1—2 ani, a noii metode de încercare a cimenturilor pe mortare plastice în fabrici şi pe şantiere), ajungîndu-se la următoarele concluzii :

— metoda este uşor aplicabilă şi asigură o bună reproductibilitate a rezultatelor încercărilor ;

— cimenturile de tipul Pz STAS 1500—1960 şi M STAS 1202 — 1962, care în prezent au marca de 400 şi 500, vor avea în viitor mărci de 350 respectiv 450 ;

— cimenturile fără adaosuri P 400 şi P 500 STAS 388—1949 vor avea în viitor mărci de 375, respectiv 475.

Încercările efectuate în cadrul I.C.M.P.C. şi datele din literatura tehnică de specialitate arată că metoda recomandată de I.S.O. şi C.A.E.R. prezintă avantaje importante, precum :

— prin comparaţie cu metoda de încercare a cimenturilor pe mortare vîrtoase STAS 227—1949 necesită 1/4 din numărul epruvetelor de încercat şi al tiparelor necesare la confecţionarea epruvetelor, 1/3 din materialele necesare la încercarea unui ciment, circa 1/2,5 din timpul necesar pentru confecţionarea epruvetelor, circa 1/2,5 din spaţiul necesar pentru păstrarea epruvetelor în bazinele de păstrare etc. ;

— pe baza încercărilor efectuate în ţara noastră şi în alte ţări se obţine o corelare mai bună între rezistenţa cimentului şi a betonului ([1], [2], [3], [4], [5], [6], [7], [8]) ;

— fiind o metodă recunoscută internaţional, permite compararea directă a rezultatelor încercărilor şi cercetărilor efectuate în ţara noastră în domeniul cimentului şi betonului, cu cele efectuate în alte ţări ;

— importanţa şi urgenţa pe care o prezintă introducerea metodei de încercare a cimenturilor pe mortare plastice în R. S. România necesită dotarea laboratoarelor fabricilor, întreprinderilor de prefabricate şi de construcţii şi a celorlalte laboratoare cu aparatura specifică pentru amestecul şi compactarea mortarului standard, pentru aplicarea în practica curentă, începînd din anul 1968, a standardelor întocmite în anul 1967, în acest domeniu deosebit de important ([11], [12], [14], [15], [16]) ;

— în acelaşi timp este necesar să se pună la punct o metodă rapidă complementară la metoda pentru determinarea rezistenţei cimenturilor pe mortare plastice, cu ajutorul căreia să se determine cu suficientă precizie tehnică marca cimentului la interval de 1—3 zile de la turnare.

De asemenea este necesar să fie intensificate studiile pentru stabilirea unei noi relaţii de legătură între rezistenţa cimentului, determinată pe mortare plastice, şi rezistenţa betonului, fiind cunoscut că formula de legătură valabilă în cazul determinării rezistenţei cimentului pe mortare vîrtoase, dintre rezistenţa cimentului şi rezistenţa betonului, îşi pierde valabilitatea o dată cu trecerea la noua metodă de încercare a cimenturilor pe mortare plastice.

Bibliografie

[1] Avram C. N. : *Curs de beton armat* – Partea I-a. Litografia Învăţămîntului Timişoara 1957.

[2] Nicolau V. şi alţii : *Introducere în teoria betonului*. Vol. I, Bucureşti,E.S.A.C. 1954.

[3] Markestad A. şi Rudjord A. : *Studiul metodelor de încercare a cimenturilor*. Buletin RILEM 26/1967.

[4] Mayer A. : *Norme pentru determinarea rezistenţei cimentului*. Rev. Betonstein Zeitung nr. 2/1966.

[5] Scramtaev B. G. şi Bajenov IU. M. : *Formule precizate pentru determinarea rezistenţei betonului*. Rev. Beton i jelezobeton nr. 3/1965.

[6] Dumitrescu D. F. şi alţii : *Unele aspecte ale determinării rezistenţei cimenturilor şi corelarea rezistenţei cimenturilor cu rezistenţa betonului* I.D.T. 1966.

[7] Hetea A. şi alţii : *Metode statistico-matematice pentru calculul şi interpretarea rezultatelor asupra încercărilor cimenturilor*. I.D.T. 1966.

[8] Ionescu I. şi Enculescu M. : *Asupra metodelor de determinare a rezistenţei (mărcii) cimenturilor*. Rev. Construcţiilor şi a materialelor de construcţii nr. 5–6/966.

[9] Ionescu I.: *Metode de determinare a rezistenţei cimenturilor pe mortare plastice*. I.D.T. 1966.

[10] Lejsek L. : *Contribuţii la standardizarea cercetării rezistenţei cimenturilor în ţările membre ale Consiliului pentru ajutor economic reciproc*. Rev. Silicat Technik nr. 2/1965.

[11] *Nisip normal poligranular pentru încercarea lianţilor hidraulici pe mortar plastice*. STAS – 7727/1967.

[12] *Lianţi hidraulici. Determinarea rezistenţelor mecanice pe mortare plastice*. STAS – 5156/1967.

[13] *Lianţi hidraulici – Metode de încercări mecanice ale cimenturilor*. Recomandare ISO-Tc/74.

[14] *Ciment Portland*. STAS – 389/1967.

[15] *Ciment Portland cu adaos de zgură granulată de furnal* STAS 1500//1967.

[16] *Ciment metalurgic* STAS 1202/1967

Modernizarea concasoarelor cu fălci

Ing. D. Panţuru

Uzina de utilaj greu „Progresul" Brăila

În ultimul timp, în practica construcţiei de concasoare de peste hotare s-au schimbat anumite tendinţe de modernizare.

În afară de modernizarea construcţiilor cunoscute, principalelele firme străine şi-au însuşit fabricarea concasoarelor cu o serie de soluţii noi de principiu.

În majoritatea cazurilor, aceste soluţii sînt canalizate nu numai spre îmbunătăţirea construcţiei diferitelor subansamble şi detalii ale concasoarelor (adică mărirea siguranţei acestora, exploatare uşoară etc.), ci şi spre îmbunătăţirea principalei caracteristici tehnice şi de exploatare a maşinii, mărirea productivităţii şi a gradului de concasare.

Unul din cele mai răspîndite procedee de intensificare a procesului de concasare îl constituie mărirea vitezei organului activ principal, adică a fălcii mobile.

Mergînd pe această direcţie, U. U. G. ,,Progresul" Brăila a proiectat două tipuri de concasoare (fig. 1) avînd parametrii tehnico-economici comparabili cu ai produselor similare din străinătate.

Urmărind îmbunătăţirea caracteristicilor tehnice şi de exploatare s-a adaptat construcţia sudată a batiului, lagăre pe rulmenţi, tipizarea sistemului de reglare a fantei de evacuare şi mărirea turaţiei concasoarelor.

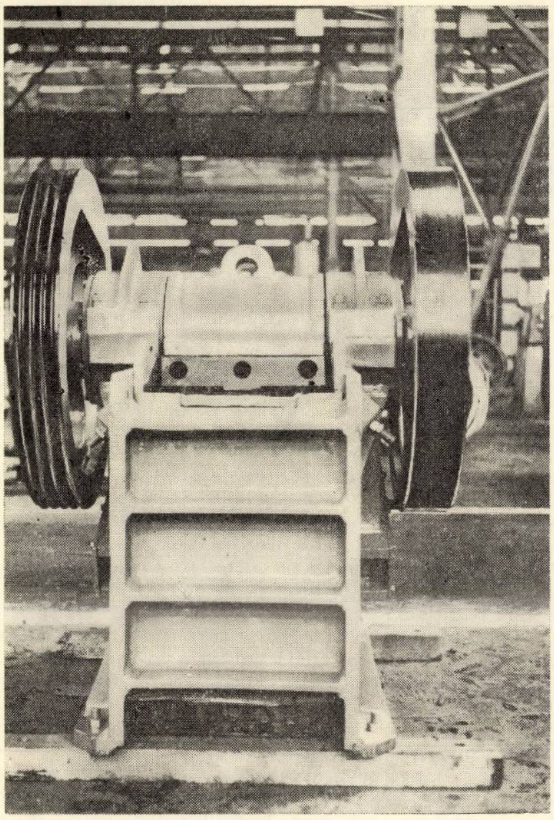


Fig. 1

Aceste tipuri de concasoare întrunesc două calităţi foarte importante :

— o productivitate ridicată în comparaţie cu tipurile vechi,

— o uzură minimă a plăcilor de sfărîmare.

Aceasta din urmă este foarte preţioasă pentru concasarea rocilor dure şi abrazive pînă la o rezistenţă maximă de rupere de 2 000 kgf/cm^2.

Datele tehnice sînt indicate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristici tehnice	UM	Tipul concasorului	
		C 4025	C 6040
— dimensiunile gurii de alimentare			
— lăţime	mm	400	600
— lungime	mm	250	400
— fanta de evacuare			
— minim	mm	20	40
— maxim	mm	80	100
— turaţia concasor	rot/min	350	300
— dimensiunile maxime ale rocii de alimentare	mm	170×250×250	300×320×320
— productivitatea			
— fantă minimă	m^3/h	3	8
— fantă maximă	m^3/h	12	28
— unghiul de înclinare al fălcii mobile	grade	22°	22°
— excentricitatea arborelui	mm	12	12
— greutatea concasorului propriu-zis	kg	2650	5700
— dimensiunile de gabarit			
lungime	mm	1 110	1 570
lăţime	mm	1 058	1 600
înălţime	mm	1 300	1 745
— motor electric tip ASI—250 s/6			
putere	kW	—	30
turaţie	rot/min	—	1 000
— motor electric tip ASI—200 s/6			
putere	kW	17	—
turaţie	rot/min	1 000	—
— antrenarea cu curele trapezoidale	buc	4	8
tip	—	C 4 500	C 5 300

Încercările de omologare au arătat că productivitatea noilor tipuri a crescut de 2 — 2,5 ori în comparaţie cu vechile tipuri şi au o exploatare uşoară, fapt ce le va face căutate pe piaţa internă şi externă.

O metodă de optimizare a resurselor în metoda drumului critic

Ing. M. Munteanu
T.C. Iaşi

1. INTRODUCERE

Planificarea şi conducerea proceselor de producţie folosind graficele-reţea şi-au găsit un vast cîmp de aplicare în industria construcţiilor, datorită numărului mare de informaţii ce se obţin, cît şi în ceea ce priveşte scurtarea termenelor.

Procesele de producţie ce se desfăşoară în sectorul construcţiilor, pe lîngă problemele ce le rezolvă, ridică însă o reţea de probleme care au consecinţe directe asupra costului organizării producţiei, numărului de utilaje, eşalonării aprovizionării cu materiale etc. În aceste condiţii a apărut necesitatea studiului optimizării resurselor. Se porneşte desigur, de la informaţiile furnizate de un graf care rezolvă în mod ştiinţific problemele legate de timp, interdependenţa activităţilor şi urgenţa lor.

În sectorul producţiei de serie (există un grad mare de repetabilitate) resursele (materiale, utilaje, manoperă, cost) sînt în cea mai mare parte aceleaşi pentru fabricarea unui produs. Stabilirea unui anumit proces tehnologic atrage după sine resurse corespunzătoare, criteriile de stabilire a acestora fiind bine definite (productivitatea utilajului, formaţia de lucru, capacitatea unităţii, calificarea muncitorilor etc.), caracteristicile utilajului fiind de cea mai mare importanţă. Elaborarea unui program în aceste condiţii se stabileşte cu restricţii deterministe, urmărindu-se în general un număr limitat de probleme ce necesită o optimizare.

În industria construcţiilor, procesul tehnologic diferă de la un şantier la altul, numărul factorilor ce intervin fiind foarte mare. O decizie luată asupra unei activităţi (operaţii) are influenţă asupra celorlalte activităţi de aceeaşi natură sau alta. De exemplu, scurtarea sau lungirea duratei unei activităţi antrenează sau nu termenul final, numărul de oameni, utilaje sau chiar costul întregii lucrări.

Aplicarea metodei drumului critic cu optimizarea factorului timp în planificarea şi coordonarea procesului de producţie pe şantiere implică, pe lîngă avantajele cunoscute, şi o serie de aspecte care conduc la complicaţii esenţiale. Acestea, de multe ori, fac ca conducătorul procesului tehnologic să renunţe la conducerea lucrărilor după grafice-reţea cu optimizarea timpului, datorită în special faptului că, la intervale relativ mici de timp, disponibilul de resurse (forţa de muncă de exemplu) înregistrează salturi care practic sînt nerealizabile. Faptul acesta nu înseamnă că funcţia conducerii producţiei trebuie înlăturată, ci dimpotrivă ea trebuie îmbinată cît mai just cu planificarea operativă calendaristică şi a încărcării capacităţii de producţie.

Datorită acestui motiv, la scurt timp după aplicarea pe plan mondial a graficelor-reţea, a apărut necesitatea stabilirii unor criterii care să furnizeze informaţii suplimentare privitoare la folosirea şi optimizarea resurselor. În acest scop se impunea luarea următoarelor măsuri [1]:

a) stabilirea nu numai a încărcării medii a capacităţii, ci şi a desfăşurării efective a acesteia;

b) găsirea metodelor pentru înlăturarea fluctuaţiilor de încărcare a capacităţii în cadrul planificării operative;

c) reducera perioadei de planificare operativă a producţiei;

d) introducerea sistemului de planificare operativă comună.

Au apărut astfel programe elaborate pentru calculatoare electronice cifrice care prelucrează informaţiile oferite de programele CPM şi PERT şi care au drept scop cercetarea compatibilităţii unui grafic-reţea cu cantitatea de resurse şi eşalonarea acesteia în timp (RPSM, RSPCPS, ROC 8001, RAMPS etc.).

Dat fiind faptul că în ţara noastră numărul calculatoarelor de mare capacitate este insuficient, lipsind şi un program pentru rezolvarea unor asemenea probleme, se depun eforturi pentru stabilirea unui algoritm fără calculatoare.

În lucrarea de faţă se prezintă o metodă originală pentru optimizarea resursei manoperă, folosindu-se reprezentări speciale ale graficelor-reţea.

2. GRAFE CU EVIDENŢIEREA RESURSELOR PE ORDONATĂ

2.1. Situaţia existentă

Aplicarea metodei drumului critic cu optimizarea factorului timp cunoaşte atît în ţara noastră,cît şi peste hotare o sferă largă de aplicaţii în toate ramurile economice.

Principiul general de întocmire a unui graf este descompunerea unui proiect în activităţi elementare, bine definite, afectate de o durată precisă (metoda CPM) sau aleatorie (metoda PERT) [2], [3]. Condiţionările precedente şi succesive de natură tehnologică ale activităţilor conduc la elaborarea unei reţele. Această structură logică a proiectului face în principiu abstracţie de resursele necesare executării fiecărei activităţi în parte.

În general, conducerea unui proiect după informaţiile furnizate de un graf obişnuit conduce practic la dificultăţi în organizarea în timp a unui proces tehnologic, întrucît unele aspecte, ca asigurarea cu forţă de muncă, sînt subordonate unui singur scop: încadrarea în termenul de punere în funcţiune. Acest aspect însă poate fi afectat de costuri suplimentare, de o folosire nejudicioasă a forţei de muncă, în general de măsuri tehnico-organizatorice suplimentare. Desigur că, oricît de exacte ar fi informaţiile furnizate de un graf, chiar în condiţiile în care el oferă soluţia cea mai avantajoasă din punctul de vedere al executării în timp a lucrării, nu se poate neglija influenţa unor factori ce concură direct la realizarea acesteia. Apare astfel necesar ca pe lîngă problemele ce le rezolvă metoda drumului critic, să se trateze şi problemele legate de optimizarea resurselor.

2.2. Afectarea activităţilor unui graf cu resurse

Prin resurse afectate unei activităţi se înţelege mîna de lucru aferentă, valoarea, materialele, utilajele, cadrele tehnice şi alte necesităţi exprimabile în cantităţi fizice [4].

Dintre acestea, forţa de muncă şi costul proiectului reprezintă factorii cei mai importanţi şi cărora trebuie să li se dea o atenţie specială. Necesitatea realizării unui produs la un cost minim constituie una din problemele care stă în atenţia deosebită a beneficiarului. De asemenea, de o aceeaşi importanţă pentru şantierele mari este şi asigurarea unui număr constant de muncitori, dacă se ţine cont de dificultatea recrutării lor, precum şi a condiţiilor de cazare, masă ş. a., în condiţiile unei continuităţi a lucrului.

Pentru rezolvarea acestei probleme se porneşte de la principiul planificării proiectului prin metoda drumului critic, afectîndu-se fiecărei activităţi valoarea aferentă sau în celălalt caz (numărul de muncitori), urmărindu-se, după caz, optimizarea acestora. Apare astfel noţiunea de *intensitate a unei activităţi*, ce se exprimă prin cantitatea de resurse puse în operă la un moment dat pe o activitate [4]. În final, se urmăreşte a se aduce curba de încărcare a unui graf între anumite limite dinainte stabilite.

Curba de încărcare a unui graf nu poate fi aplatisată decît în funcţie de anumiţi parametri: durata activităţilor, rezervele acestora, mărimea frontului de lucru, în cazul manoperei, şi dependenţei dintre factorul timp şi valoare, în cazul costului.

2.3. Curba de încărcare asociată unui graf

Examinarea resurselor necesare execuţiei unui proiect într-o perioadă dată presupune rezolvarea calculului unui grafic compatibil cu condiţionările. Acesta este, de obicei, graful transpus în grafic de tip Gantt, pentru care, la fiecare activitate, se asociază o informaţie în plus furnizată de intensitatea resursei.

Curba de intensitate se obţine cumulînd pentru un anumit interval necesarul de resurse ale activităţilor aferente perioadei respective, care se reprezintă grafic pe două axe de coordonate. Pe abscisă se consideră axa timpului, iar pe ordonată suma resurselor exprimată în cantităţi fizice.

2.4. Sistemele existente de optimizare

Acestea sînt numeroase, ţinînd seama fiecare de numărul de factori existenţi ai unui proiect, astfel:

— mai multe categorii de resurse;
— mai multe proiecte;
— mai multe intensităţi.

La aceasta mai trebuie adăugaţi şi factorii care urmează să se optimizeze şi anume:

— obiectivele proiectului (specificaţii tehnice, durata totală, date fixe de livrare etc.);

— politica de execuţie a lucrărilor (realizarea cea mai devreme, utilizarea uniformă a mîinii de lucru);

— disponibilităţile de resurse;

— consideraţii economice (costul, beneficiul).

Desigur că toate criteriile de mai sus nu pot fi luate în consideraţie astfel că, pentru fiecare proiect în parte, trebuie analizaţi care factori sînt preponderenţi şi numai aceştia urmează să fie optimizaţi.

Metodele existente citate în literatura de specialitate sînt în marea lor majoritate adoptate pentru maşinile electronice, în general utilizîndu-se metode seriale sau în paralel. Acestea se bazează pe folosirea rezervelor activităţilor unui graf şi respectiv mutarea lor la dreapta sau la stînga în cazul reprezentării la scara timpului.

Pentru rezolvarea problemei propuse s-au avut în vedere următoarele ipoteze:

— se va optimiza o singură categorie de resurse şi anume numărul de muncitori;

— durata fiecărei activităţi poate varia; mai mult, se admite o decalare a termenului final;

— capacitatea fiecărei activităţi în parte poate varia între anumite limite determinate de folosirea judicioasă a forţei de muncă, în cazul unui front de lucru bine determinat;

— optimizarea se face ţinînd seama numai de termenii maximi ai nodurilor, decalarea activităţilor făcîndu-se cu preponderenţă în cadrul rezervei de timp intermediare;

— se va utiliza o metodă „în paralel” care analizează capacităţile activităţilor cuprinse între două noduri succesive.

2.5. Principiul metodei

În general, metoda propusă prevede scurtarea sau lungirea duratei activităţilor unui graf, în funcţie de rezervele intermediare sau chiar totale ale acestora şi chiar decalarea termenului maxim de începere a unor activităţi, cu scopul de a se respecta condiţia ca numărul total de muncitori ce concură la realizarea programului să se încadreze între anumite limite dinainte stabilite, adică:

$$n_{min} \leqslant N_{(i \to j)} \leqslant n_{max} \qquad (1)$$

unde

$n_{min\,(max)}$ reprezintă numărul minim (maxim) de muncitori ce pot fi folosiţi la realizarea programului;

$N_{(i \to j)}$ constituie suma numărului de muncitori ai tuturor activităţilor ce se desfăşoară în intervalul de timp cuprins între termenii maximi ai nodurilor imediat succesive i şi j, adică acele activităţi care respectă condiţia:

$$t^*_\alpha + d_{(\alpha,\,\beta)} > t^*_i \qquad (2)$$

unde

$$\alpha = 1,\ 2,\ 3,\ \ldots,\ i;$$

$$\beta = j,\ j+1,\ \ldots,\ n.$$

Cu alte cuvinte, se cercetează, pornind de la nodul iniţial, fiecare interval cuprins între două noduri imediat succesive, urmărindu-se dacă condiţia (1) este respectată.

Pot exista trei situaţii distincte:

a) condiţia (1) este respectată şi atunci se trece la intervalul imediat următor;

b) poate exista cazul

$$N_{(i \to j)} > n_{max} \qquad (3)$$

şi atunci se procedează la mărirea duratei activităţilor, folosindu-se rezervele intermediare, rezervele totale sau chiar decalarea anumitor activităţi în intervalul următor;

c) iar în ultimul caz posibil

$$N_{(i \to j)} < n_{min} \qquad (4)$$

se scurtează durata activităţilor, cu preponderenţă a celor critice şi apoi a celor cu rezervele cele mai mici.

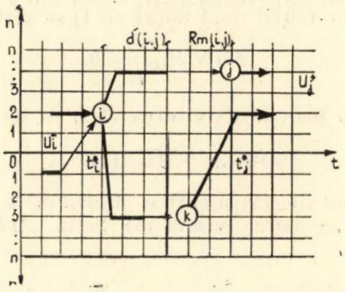


Fig. 1

Pentru uşurinţa expunerii se presupune graful transpus la scara timpului cu ordonarea după termenul maxim (ordonare de rangul doi) [5], pe un caroiaj care pe abscisă măsoară timpul, iar pe ordonată, în ambele sensuri, capacitatea fiecărei activităţi (fig. 1). Acest mod de reprezentare oferă informaţii în plus faţă de un graf obişnuit şi anume se evidenţiază:

$R_{m(i,\,j)}$ — rezerva intermediară a activităţii $(i,\ j)$;
$n_{(i,\,j)}$ — capacitatea activităţii $(i,\ j)$

De asemenea, pe graful astfel reprezentat se poate deduce rezerva totală a fiecărei activităţi — $R_{t(i,\,j)}$ — folosindu-se formula:

$$R_{t\,(i,\,j)} = MIN \sum_{\nu \varepsilon \nu_j} R_{n_{U\bar{j}}} \qquad (5)$$

unde

$$(i,\ j)\ \varepsilon\ \nu$$

$$j = 1,\ 2,\ 3,\ \ldots,\ j$$

$\Sigma R_{m_{U_j^-}}$ — suma rezervelor intermediare a activităţilor de pe drumurile ce converg în „j” şi care trec obligatoriu prin nodul „i”;

ν_j — ansamblul drumurilor ce pleacă din nodul 1 (nodul iniţial) la nodul „j”;

Formula (5) se deduce dacă se porneşte de la relaţiile:

$$R_{m(i,\,j)} = t^*_j - t^*_i - d_{(i,\,j)} \qquad (6)$$

$$R_{t(i,\,j)} = t^*_j - t_i - d_{(i,\,j)} \qquad (7)$$

unde

$t_i,\ t^*_i$ reprezintă termenii minimi şi maximi ai nodului „i”;

$d_{(i,\,j)}$ — durata activităţii $(i,\ j)$.

Dacă se operează diferenţa (7) — (6) se obţine:

$$R_{t(i,\,j)} - R_{m(i,j)} = t^*_i - t_i, \qquad (8)$$

dar se ştie că

$$t^*_i - t_i = R_i \qquad (9)$$

unde

R_i este rezerva totală a nodului „i”.

Relaţia (8) se poate scrie acum :

$$R_{t(i,j)} = R_i + R_{m(i,j)}. \tag{10}$$

Prin definiţie

$$R_i = MIN\, R_{t_{U_i^-}} \tag{11}$$

care semnifică că rezerva nodului „i" este valoarea cea mai mare dintre rezervele totale ale activităţilor U_i^- incidente în nodul „i".

Inseamnă că formula (10) se poate scrie

$$R_{t_{(i,j)}} = MIN\ R_{t_{U_i^-}} + R_{m_{(i,j)}}. \tag{12}$$

Parcurgînd din aproape în apoape în spre nodul iniţial, şi calculînd $R_{t(i-1,i)}$, $R_{t(i-2,i-1)} \ldots$, $R_{t(1,2)}$, pentru ultimul termen, (nodul iniţial fiind notat cu 1) se scrie că

$$MIN\, R_{t_{U_i^-}} = 0. \tag{13}$$

Relaţia (12) pentru activitatea (1,2) se scrie

$$R_{t(1,2)} = R_{m\,(1,2)}. \tag{14}$$

Folosind relaţiile (12) şi (14) şi plecînd de la nodul iniţial spre cel final se obţine relaţia (5). Se ia „MIN" deoarece [3] :

$$t_i = \underset{(i,j)\, e U_i^+}{MIN}\ [t_j - d_{(i,j)}]\quad i = 2, 3, \ldots, n-1.$$

Optimizarea resurselor se poate face atît analitic, cît şi grafic pe caroiajul despre care s-a amintit mai sus.

Pentru a se simplifica problema se porneşte de la ideea că între două noduri consecutive „i" şi „j" ale unui graf ordonat (ordonare de rangul doi [5]), tipurile de activităţi care pot interveni în rezolvarea problemei sînt următoarele :

(i,j)

$U_{(\alpha,j)}$ — subansamblul activităţilor incidente
$\alpha = 1,2,\ldots,i-1$ în „j" şi care nu trec prin nodul „i" ;

adică

$$t_\alpha < t_i\,;$$

$$t_\alpha^* < t_i^*\,;$$

$U_{(\alpha,\beta)}$ — subansamblul activităţilor ce nu trec
$\alpha = 1,2,\ldots,i-1$; prin nodurile „i" şi „j", dar care sa-
$\beta = j+1,\ldots,n$. tisfac relaţiile :

$$t_\alpha < t_i\,;\ t_\alpha^* < t_i^* \text{ şi}$$

$$t_\beta > t_j\,;\ t_\beta^* > t_j^*\,;$$

$U_{(i,\beta)}$ — subansamblul activităţilor ce pleacă
$\beta = j+1,\ldots,n$ din „i" şi care se termină la un termen mai mare ca cel corespunzător lui „j"

$$t_\beta > t_j\,;$$

$$t_\beta^* > t_j^*$$

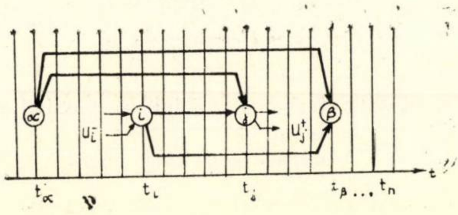


Fig. 2

Transpuse grafic la scara timpului, aceste activităţi sînt reprezentate în fig. 2.

După acest principiu se poate uşor constata că pe intervalul $(i \to j)$ activităţile U_i^- şi U_j^+ nu intervin în calculul optimizării grafului.

2. 6. Algoritmul de optimizare

Se presupune că pe intervalul $(i \to j)$ există relaţia (3) :

$$N_{(i\to j)} > n_{max}.$$

Se porneşte de la analiza activităţilor $U_{(\alpha,j)}$, $U_{(\alpha,\beta)}$, $U_{(i,\beta)}$ şi (i,j), încercîndu-se prelungirea duratei activităţilor respective care conduce implicit la diminuarea capacităţilor, cu scopul respectării relaţiei (1).

a. În condiţia că activităţile $U_{(\alpha,j)}$, $U_{(\alpha,\beta)}$ satisfac inegalitatea

$$t_i^* < t_\alpha^* + d_{(\alpha,j)} \tag{15}$$

[relaţia (15) semnifică faptul că activităţile de tipul (α,j) şi (α,β) intră efectiv în calculul capacităţii pe intervalul de la „i" la „j"], şi

$$R_{m_{(\alpha,\beta)}} > 0$$

$$R_{m(\alpha,j)} > 0$$

pot interveni următoarele situaţii :

a$_1$. Dacă pentru (i, j)

$$R_{m_{(i,j)}} \geqslant MIN\ [t_\alpha^* + d_{(\alpha,\beta)} - t_i^*\ ] \tag{16}$$

şi/sau pentru (α,β)

$$R_{m_{(i,\beta)}} \geqslant MIN[t_\alpha^* + d(\alpha,j) - t_i^*\ ] \tag{17}$$

activităţii (i, j) şi/sau $U_{(i,\beta)}$i se măreşte termenul de începere luînd valoarea :

$$t_{i_1}^* = MIN[\, t_\alpha^* + d_{(\alpha,\beta)}]. \tag{18}$$

Grafic, această situaţie corespunde deplasării spre dreapta a activităţilor (i,j) şi $U_{(i,\beta)}$ cu valoarea rezervelor intermediare corespunzătoare, astfel ca aceste activităţi să nu se suprapună cu activităţile $U_{(\alpha,j)}$ şi $U_{(\alpha,\beta)}$ la calculul capacităţii pe intervalul $(i \to j)$ (fig. 3).

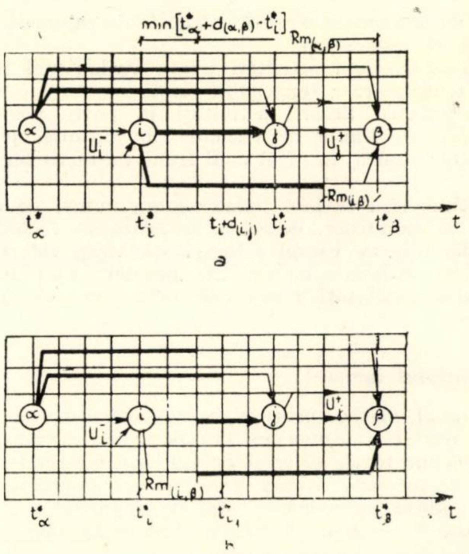


Fig. 3

Observaţie. Asupra activităţilor $U_{(\alpha,\beta)}$ şi $U_{(\alpha,j)}$ nu se poate interveni în sensul de a le mări durata, întrucît capacitatea lor a fost luată în consideraţie pe intervalele precedente.

a$_2$. Dacă relaţia (16) nu este satisfăcută, dar există

$$R_{m_{(i,j)}},\ R_{m\,(i,\beta)} > 0,$$

se prelungeşte durata acestor activităţi cu valoarea corespunzătoare lui R_m. În aceste condiţii capacitatea acestor activităţi se micşorează, căpătînd valorile :

$$n_{(i,j)} = \frac{C_{(i,j)}}{P_{(i,j)}\,[d_{(i,j)} + R_{m_{(i,j)}}]} \geqslant n_{mina\,dm(i,j)}$$

şi (19)

$$n_{(i,\beta)1} = \frac{C_{(i,j)}}{P_{(i,\beta)}\,[d_{(i,\beta)} + R_{m_{(i,\beta)}}]} \geqslant n_{min\,adm\,(i,\beta)}$$

unde

$C_{(i,j)}$ – cantitatea activităţii (i, j) exprimată în unităţi fizice ;

$P_{(i,j)}$ – norma unitară/om zi care se calculează conform [2].

În formulele (19) capacitatea activităţilor s-a prevăzut că nu poate fi micşorată oricît, întrucît la un front de lucru bine definit există un număr de muncitori $n_{min\,adm}$, sub care randamentul scade considerabil, producînd perturbări cu efect economic. Dacă capacitatea activităţilor nu poate fi micşorată şi

$$R_{m_{(i,j)}} = R_{m_{(i,\beta)}} = 0,$$

astfel că nu se poate respecta condiţia (1), se trece la următoarea etapă :

a_3. Se deplasează spre nodul final termenul de începere a activităţilor $U_{(i,\beta)}$ şi (i, j) cu valoarea dată de formula (18). Grafic, această operaţie semnifică deplasarea spre dreapta a activităţilor $U_{(i,\beta)}$ şi (i, j) pentru ca pe intervalul $(i \rightarrow j)$, la calculul capacităţii, să intervină un număr mai mic de activităţi (fig. 4).

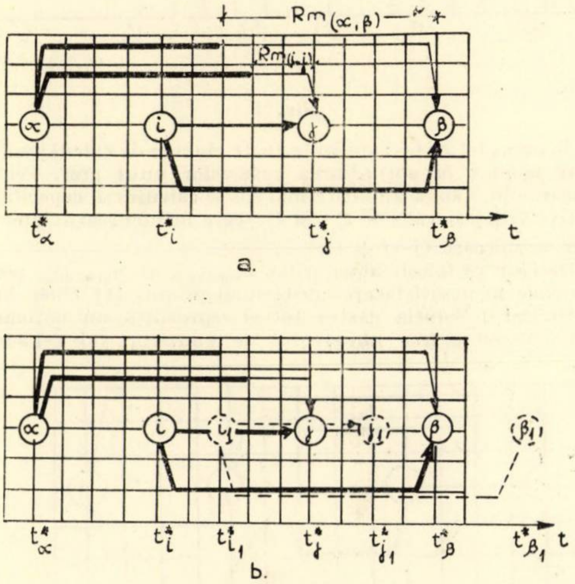


Fig. 4

b. Dacă în optimizarea efectuată pe intervalele precedente intervalului $(i \rightarrow j)$, pentru activităţile $U_{(\alpha,\beta)}$ şi $U_{(\alpha,j)}$ s-a mărit termenul de începere (ceea ce grafic înseamnă deplasarea spre dreapta a acestor activităţi),

$$t^*_\alpha = t^*_i \tag{20}$$

şi

b_1
$$t^*_i + d_{(\alpha\, j)} < t^*_j \tag{21}$$

aşa cum se arată în figura 5.

În acest caz se prelungeşte durata activităţilor $U_{(\alpha,j)}$ şi $U_{(\alpha,\beta)}$ cu valoarea

$$d_{(\alpha,j)} = d_{(\alpha,\beta)} = t^*_j - t^*_i \tag{22}$$

b_2. În situaţia că pe intervalul $(i \rightarrow j)$

$$n_{(i,j)} > n_{(i,j+1)} \tag{23}$$

şi

$$d_{(\alpha,\beta)} \leqslant t^*_\beta - t^*_j \tag{24}$$

se măreşte termenul maxim de începere a activităţilor (α, β)

$$t^*_{\alpha_1} = t^*_j$$

(grafic, aceasta înseamnă a deplasa spre dreapta activităţile $U_{(\alpha,\beta)}$, ieşind din intervalul $(i \rightarrow j)$ (fig. 6). Raţionamentul este valabil şi pentru activităţile C_i, β).

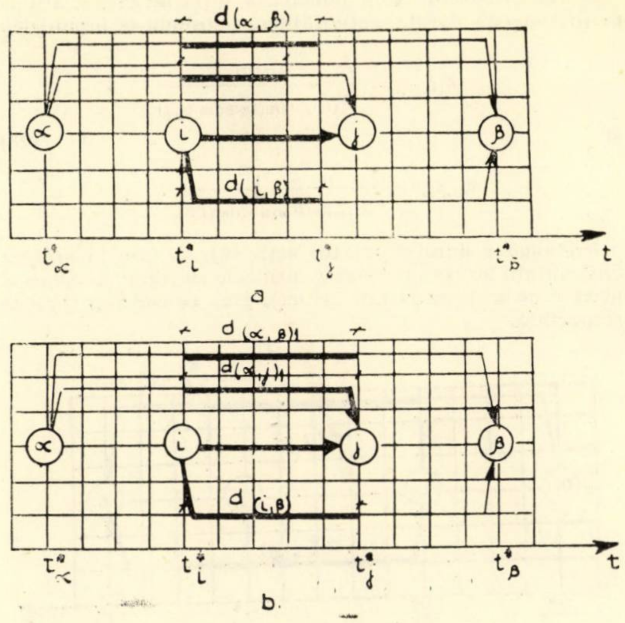


Fig.

c. Dacă din optimizarea făcută pînă la intervalul $(i \rightarrow j)$ pentru activităţile $U_{(\alpha,\beta)}$ s-a luat

$$t^*_\alpha = t^*_i$$

dar

$$t^*_i + d_{(\alpha,\beta)} > t^*_j$$

şi (25)

$$t^*_i + d_{(i,\beta)} > t^*_j\ ,$$

atunci se calculează pentru $U_{(\alpha,\beta)}$ capacitatea, prelungind durata activităţii cu valoarea

$$d_{(i,\beta)1} = d_{(\alpha,\beta)1} = t^*_\beta - t^*_i \tag{26}$$

figura 7 a devenind figura 7 b.

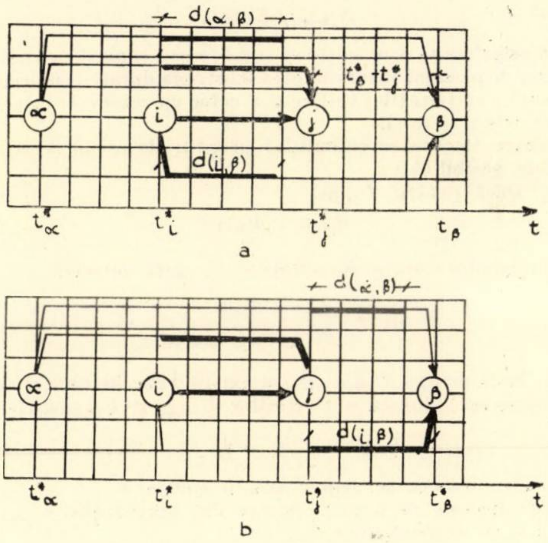


Fig. 6

Trebuie însă respectată condiţia

$$n_{(\alpha,\beta)1} \geqslant n_{min\ adm\ (\alpha,\beta)}\ ; \tag{27}$$
$$n_{(i,\beta)1} \geqslant n_{min\ adm\ (i,\beta)}.$$

d. Dacă condiţiile de la punctele a, b şi c nu există, atunci se prelungeşte durata activităţilor, folosindu-se formulele:

$$d_{(i,j)1} = \frac{C_{(i,j)}}{P_{(i,j)} \cdot n_{min\,adm\,(i,j)}}$$

şi (28)

$$d_{(i,\beta)1} = \frac{C(i,\beta)}{P_{(i,\beta)} \cdot n_{min\,adm\,(i,\beta)}}.$$

Prelungirea duratei acestor activităţi se face în ordinea criticalităţii lor (se prelungesc întîi cele cu rezervele cele mai mari şi ultimele activităţi critice), pînă ce condiţia (1) este respectată.

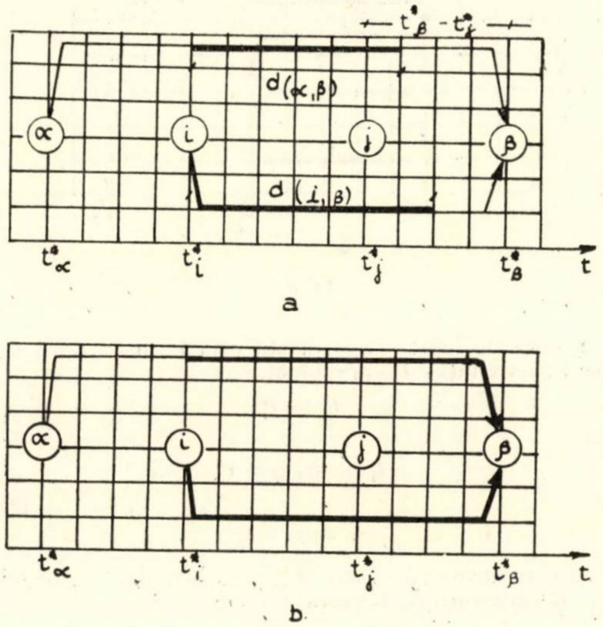


Fig. 7

e. Se presupune acum că pe intervalul $(i \to j)$ există relaţia (4):

$$N_{(i \to j)} < n_{min}.$$

În principiu se urmăreşte să se mărească capacitatea activităţilor de pe acest interval prin scurtarea duratei, cu preponderenţă a activităţilor critice şi a celor cu rezervele intermediare cele mai mici.

Pentru efectuarea calculului propriu-zis se pot ivi următoarele posibilităţi:

e_1. Dacă pentru $U_{(i,\beta)}$;

$$d_{(i,\beta)} > d_{(i,j)} \tag{29}$$

se micşorează durata activităţilor $U_{(i,\beta)}$ la valoarea

$$d_{(i,\beta)1} = \frac{C(i,\beta)}{P_{(i,\beta)} \cdot n_{max\,adm\,(i,\beta)}}. \tag{30}$$

e_2. Dacă pentru $U_{(\alpha,\beta)}$, $U_{(i,\beta)}$ există relaţiile (20) şi (25); se micşorează durata activităţilor $U_{(\alpha,\beta)}$ şi $U_{(i,\beta)}$ astfel că

$$d_{(\alpha,\beta)} = d_{(i,\beta)} = d_{(i,j)}\,. \tag{31}$$

Grafic, aceasta se reprezintă în figura 8.

Este necesar ca pentru fiecare din activităţile $U_{(\alpha,\beta)}$ şi $U_{(i,\beta)}$ să se respecte condiţia

$$n \geqslant n_{min\,adm}$$

f. Dacă pentru $U_{(\alpha,\beta)}$; $U_{(i,\beta)}$; $U_{(a,j)}$ şi (i, j), $R_m > 0$, se calculează

$$d_1 = \frac{C}{P \cdot n_{min\,adm}} \tag{32}$$

figura 9 a devine figura 9 b.

g. Dacă pentru $U_{(\alpha,j)}$

$$R_{(\alpha,j)} > 0$$

se ia

$$t^*_{j_1} = t^*_\alpha + MAX\, d_{(\alpha,j)}. \tag{33}$$

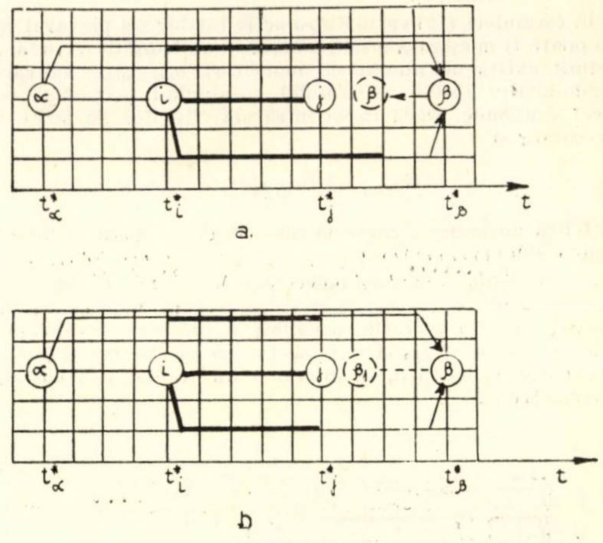


Fig. 8

În acest fel au fost epuizate toate etapele de calcul posibile care conduc la optimizarea resurselor unui graf. Pentru fiecare din etapele amintite mai sus se calculează capacitatea activităţilor şi valorile $t^*_{i_1}$ şi $t^*_{j_1}$ care influenţează intervalele următoare $(j \to j + 1)$, ...

Desigur că folosirea valorilor $n_{max\,adm}$ şi $n_{min\,adm}$ poate conduce la nesatisfacerea criteriului propus (1) chiar după optimizare. Soluţia găsită totuşi reprezintă un optimum, întrucît micşorarea numărului de muncitori sub cel admisibil ar conduce la neutilizarea la maximum a forţei de muncă, precum şi la diminuarea randamentului. Acelaşi raţionament este valabil şi în cazul în care ar fi necesară sporirea capacităţii la unele activităţi peste $n_{max\,adm}$.

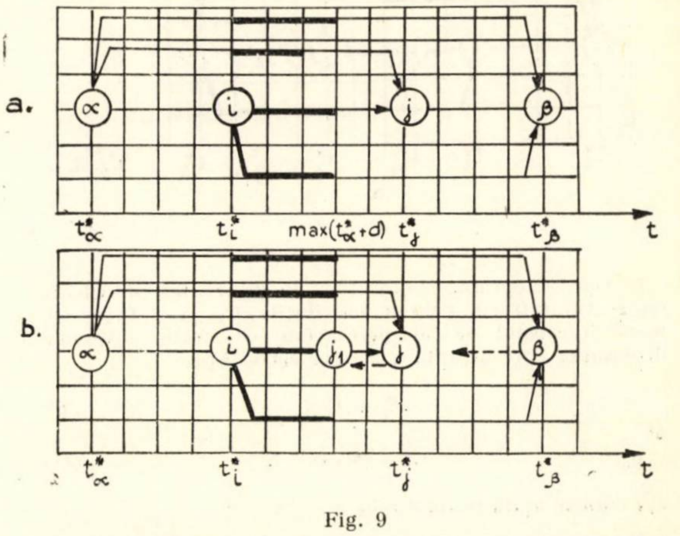


Fig. 9

3. UTILIZAREA CALCULATOARELOR ELECTRONICE CIFRICE

Calculul expus mai sus poate fi uşor adoptat pentru un calculator electronic, utilizîndu-se schema bloc din figura 10.

Procedeul presupune rezolvarea prealabilă a grafului şi modificarea pe parcursul calculului a datelor iniţiale t^*_i, t^*_j, $d_{(i,j)}$, $n_{(i,j)}$ în măsura în care un interval are influenţă asupra intervalelor următoare.

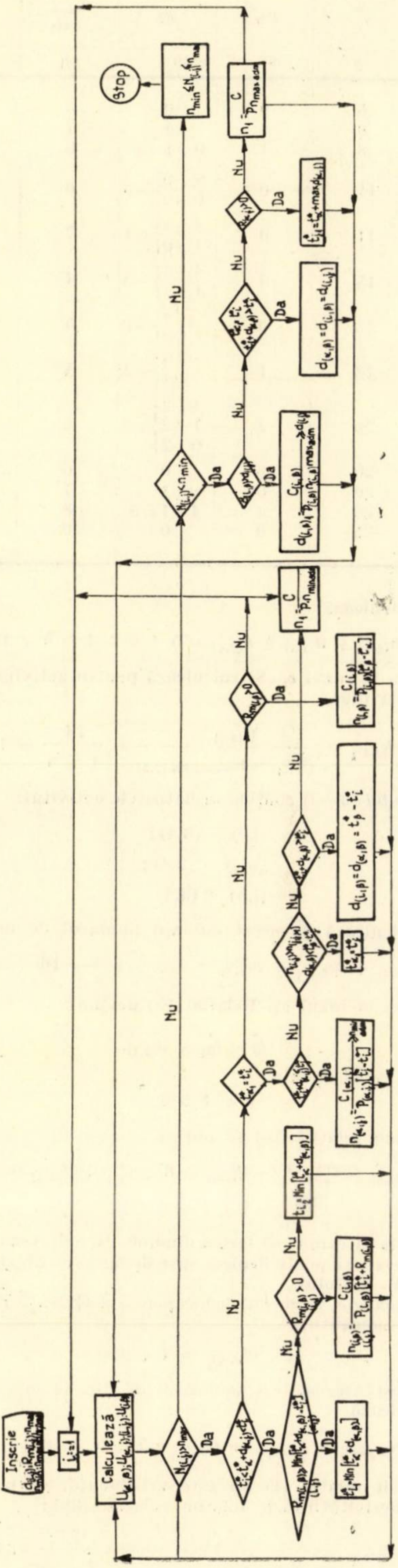


Fig. 10

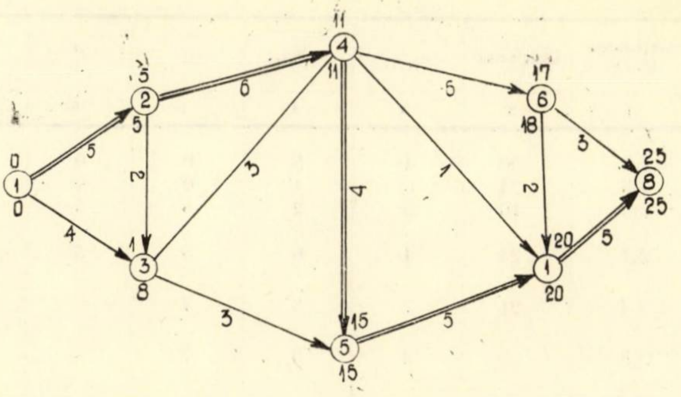


Fig. 11

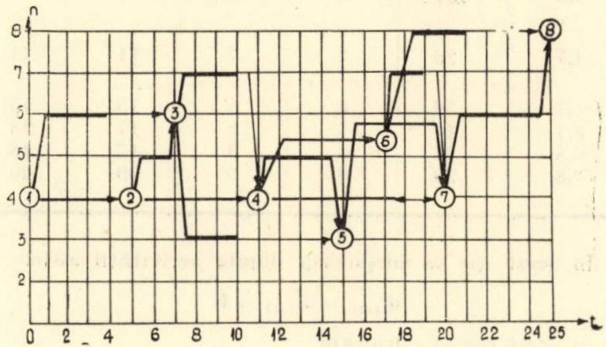


Fig. 12

4. APLICAȚIE

Fie graful din figura 11, cu tabela 1 care reprezintă datele problemei. Se cere optimizarea resurselor astfel ca :

$$N_{graf} \leqslant 11.$$

Graful transpus calendaristic cu ordonarea nodurilor după termenul maxim și evidențierea pe ordonată a resurselor este cel din figura 12.

Se întocmește tabela 1 cu datele furnizate de acest graf.

Pentru simplificarea calculelor s-a considerat în exemplul de față că norma/om zi pentru toate activitățile grafului este unitară $(P_{(i,j)} = 1)$.

Se calculează și se reprezintă apoi curba de încărcare a grafului (fig. 13).

Din considerente tehnologice și tehnice se stabilește pentru fiecare din activități $n_{max\,adm\,(i,j)}$ și $n_{min\,adm\,(i,j)}$ (coloanele 11 și 12 din tabela 1).

Se trece apoi la cercetarea numărului de muncitori pe fiecare interval dintre două noduri imediat succesive :

Intervalul (1→2)

Pe acest interval există activitățile de tipul :

$$(i,j) = (1,2) \text{ și}$$

$$(i,\beta) = (1,3). \qquad \text{(fig. 12)}$$

Se calculează

$$n_{(1.2)} + n_{(1.3)} = 4 + 6 = 10 < n_{\underset{max}{min}} = 11,$$

ne aflăm în cazul e_2

$$t^*_\alpha = t^*_i - t^*_1 = 0 \qquad \text{(relația 20)}$$

$$t^*_i + d_{(i,\beta)} > t^*_j \qquad \text{(relația 25)}$$

adică în cazul nostru

$$t^*_1 + d_{(1,3)} > t^*_2.$$

Tabela 1

Activitatea (i,j)	Cantitatea	$n_{(i,j)}$	$d_{(i,j)}$	t_i	t_i^*	t_j	t_j^*	R_m	R_t	$n_{max\ adm}$	$n_{min\ adm}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1,2	20	4	5	0	0	5	5	0	0	6	4
1,3	24	6	4	0	0	7	8	4	4	7	4
2,3	10	5	2	5	5	7	8	1	$0+1=1$	6	3
2,4	24	4	6	5	5	11	11	0	$\left.\begin{matrix}4+0\\0+0\end{matrix}\right\}=0$	6	4
3,4	21	7	3	7	8	11	11	0	$\left.\begin{matrix}4+0\\1+0\end{matrix}\right\}=1$	7	5
3,5	9	3	3	7	8	15	15	4	$\left.\begin{matrix}4+4\\1+4\end{matrix}\right\}=5$	4	3
4,5	20	5	4	11	11	15	15	0	$\left.\begin{matrix}4\\0\end{matrix}\right\}=0$	5	4
4,6	30	5	6	11	11	17	18	1	$\left.\begin{matrix}4\\1\end{matrix}\right\}=1$	5	4
4,7	28	4	7	11	11	20	20	2	$\left.\begin{matrix}4+2\\1+2\\0+2\end{matrix}\right\}=2$	3	4
5,7	30	6	5	15	15	20	20	0	0	6	4
6,7	14	7	2	17	18	20	20	0	1	7	4
6,8	24	8	3	17	18	25	25	4	$4+1=5$	8	5
7,8	30	6	5	20	20	25	25	0	0	9	6

În acest caz se micşorează durata activităţii astfel

$$d_{(1,2)} = d_{(1,3)} = 4$$

şi în acest caz se calculează

$$n_{(1,2)1} = \frac{C_{(1,2)}}{P_{(1,2)} \times d_{(1,2)}} = \frac{20}{1 \times 4} = 5$$

astfel că este respectată condiţia (1).

Rezultă

$$t_{2_1} = t_1^* + d_{(1,2)_1} = 0 + 4 = 4.$$

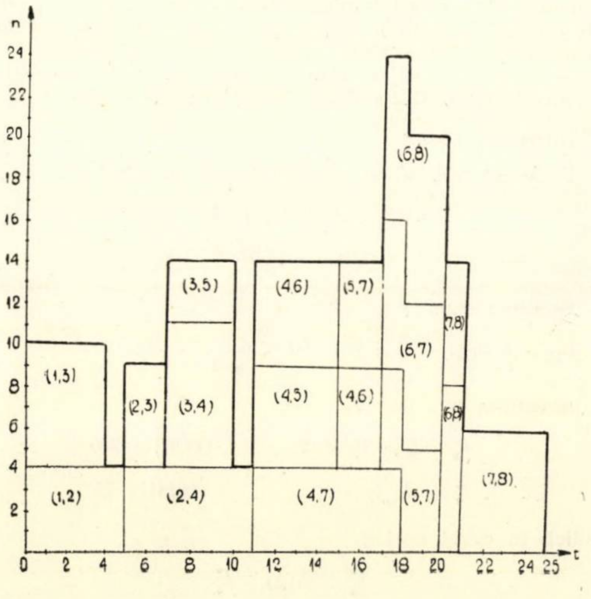
Intervalul ($2 \rightarrow 3$) conţine activităţile:

$$(i,j) = (2,3);$$
$$(\alpha,j) = (1,3);$$
$$(i,\beta) = (2,4);$$

şi se calculează

$$n_{(2,3)} + n_{(1,3)} + n_{(2,4)} = 5 + 0 + 4 = 9 < 11.$$

Fig. 13



Sîntem în cazul e_1. Se calculează pentru activitatea (2,4) cu relaţia (30)

$$d_{(2,4)_1} = \frac{C_{(2,4)}}{P_{(2,4)} \times n_{max\ adm\ (2,4)}} = \frac{24}{1 \times 6} = 4$$

Intervalul ($3 \rightarrow 4$) conţine următoarele activităţi

$$(i,j) = (3,4);$$
$$(\alpha,j) = (2,4);$$
$$(i,\beta) = (3,5).$$

Se calculează pe acest interval numărul de muncitori:

$$n_{(3,4)} + n_{(2,4)_1} + n_{(3,5)} = 7 + 6 + 3 = 16 > n_{max}.$$

Ne aflăm în cazul a_1. Relaţia (15) devine:

$$t_3^* < t_{2_1}^* + d_{(2,4)},$$

adică în cazul de faţă

$$6 < 4 + 4.$$

Aplicînd relaţia (17) se obţine

$$R_{m(3,5)} = t_5^* - t_3^* - d_{(3,5)} = 6 > t_{2,1}^* + d_{(2,4)} - t_3^* =$$
$$= 4 + 4 - 6 = 2$$

Aceasta înseamnă că fără a diminua capacitatea activităţii (3,5) aceasta se poate deplasa spre dreapta, nealterînd durata realizării grafului.

În concluzie, termenul de începere a activităţii (3,5) se va lua la momentul:

$$t_3^* + d_{(2,4)_1} = 4 + 4 = 8.$$

Pe acest interval de la momentul „6” pînă la momentul „8“ se calculează

$$n_{(3\rightarrow 4)_1} = n_{(2,4)_1} + n_{(3,4)} = 7 + 5 = 12 > 11.$$

Întrucît relaţia (1) nu este satisfăcută, se prelungeşte durata activităţii (3,4), folosind relaţiile (28):

$$d_{(3,4)_1} = \frac{C_{(3,4)}}{P_{(3,4)} \cdot n_{min\ adm\ (3,4)}} = \frac{21}{1 \times 5} = 4,$$

Rezultă astfel

$$t^*_{4_1} = t^*_{3_1} + d_{(3,4)1} = 6 + 4 = 10.$$

Pe acelaşi interval de la momentul „8” pînă la t^*_{11} intensitatea este :

$$n_{(3,4)1} + n_{(3,5)} = 5 + 3 = 8 < n_{min}.$$

Se calculează cu relaţiile (28) pentru activitatea (3,5) :

$$d_{(3.5)1} = \frac{C_{(3.5)}}{P_{(3.5)} \cdot n_{max\ adm\ (3.5)}} = \frac{9}{1 \times 4} = 2.$$

Această activitate va începe la momentul „8” conform celor stabilite anterior şi va avea durata două unităţi de timp.

Intervalul ($4 \to 5$) cuprinde activităţile :

$$(i,j) = (4,5) ;$$
$$(\alpha,j) = (3,5) ;$$
$$(i,\beta) = (4,6) ;\ (4,7) ;$$

se calculează

$$n_{(4.5)} + n_{(4.6)} + n_{(4.7)} = 5 + 5 + 4 = 14 > n_{max}.$$

Se vor utiliza formulele (28) astfel că pentru aceste activităţi se va obţine :

$$d_{(4.5)1} = \frac{C_{(4.5)}}{P_{(4.5)} \cdot n_{min\ adm\ (4.5)}} = \frac{20}{1 \times 4} = 5$$

$$d_{(4.6)1} = \frac{C_{(4.6)}}{P_{(4.6)} \cdot n_{min\ adm\ (4.6)}} = \frac{30}{1 \times 4} \cong 7$$

$$d_{(4.7)1} = \frac{C_{(4.7)}}{P_{(4.7)} \cdot n_{min\ adm\ (4.7)}} = \frac{28}{1 \times 3} \cong 9.$$

Relaţia (1) este satisfăcută fără alte operaţii.

Intervalul ($5 \to 6$)) cuprinde activităţile

$$(\alpha,j) = (4,6) ;$$
$$(i,\beta) = (5,7) ;$$
$$(\alpha,\beta) = (4,7).$$

$$n_{(4.6)1} + n_{(5.7)} + n_{(4.7)1} = 4 + 6 + 3 = 12 > n_{max}.$$

Pentru activitatea (5,7) se utilizează formula (28) ceea ce conduce la mărirea duratei acestei activităţi şi micşorarea corespunzătoare a capacităţii. Se va obţine

$$d_{(5.7)1} = \frac{C_{(5.7)}}{P_{(5.7)} \cdot n_{min\ adm\ (5.7)}} = \frac{30}{1 \times 4} \cong 7,$$

ceea ce satisface relaţia (1). În aceste condiţii se modifică valoarea termenului maxim a nodului 7 :

$$t^*_{7_1} = t^*_5 + d_{(5,7)1} = 15 + 7 = 22.$$

Intervalul ($6 \to 7$)

Există activităţile

$$(\alpha,j) = (5,7) ;$$
$$(i,j) = (6,7) ;$$
$$(\alpha,j) = (4,7) ;$$
$$(i,\beta) = (6,8) ;$$

se calculează

$$n_{(4.7)1} + n_{(5.7)1} + n_{(6.7)} + n_{(6.8)} = 3 + 4 + 4 + 8 = 19 > 11.$$

Se poate aplica pentru activitatea (6,8) criteriul (24) de la b_2) :

$$d_{(6.8)} < t^*_8 - t^*_{7_1}$$
$$3 < 25 - 21.$$

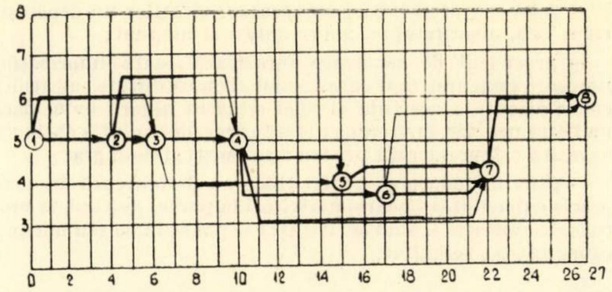


Fig. 14

Aceasta înseamnă că activitatea (6,8) poate începe la termenul $t^*_{7_1}$ prin deplasarea corespunzătoare la dreapta. În aceste noi condiţii, criteriul $n \leqslant 11$ este satisfăcut şi pe acest interval nu mai intervine activitatea (6,8).

Intervalul ($7 \to 8$)

$$(i,j) = (7,8) ;$$
$$(\alpha,j) = (6,8)$$

$$n_{(7.8)} + n_{(6.8)} = 6 + 8 = 14 > 11.$$

Se utilizează formulele (28), ceea ce conduce la :

$$d_{(7.8)1} = \frac{C_{(7.8)}}{P_{(7.8)}\, n_{min\ adm\ (7.8)}} = \frac{30}{1 \times 6} = 5.$$

$$d_{(6\ 8)1} = \frac{C_{(6.8)}}{P_{(6.8)}\, n_{min\ adm\ (6.8)}} = \frac{24}{5} \cong 5$$

adică figura 14 devine figura 15.

Se observă că aceasta conduce la mărirea termenului de realizare a programului. În cazul în care acest lucru nu este admis în ipotezele iniţiale, se reface calculul, stabilindu-se un număr mai mare de muncitori ce trebuie utilizaţi pentru execuţia programului.

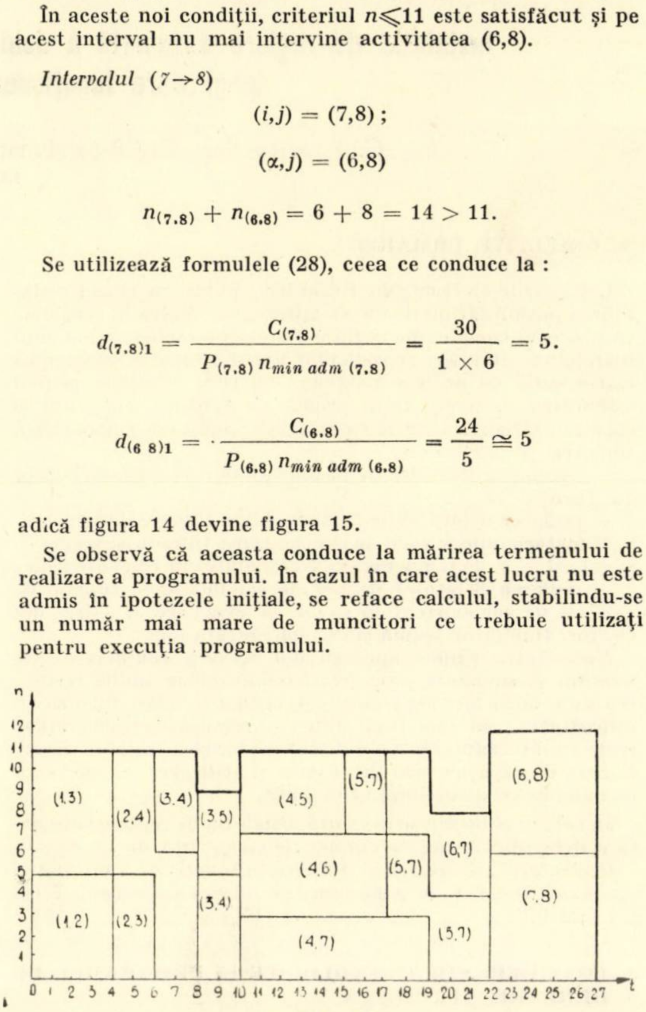


Fig. 15

Noului graf rezultat i se pot stabili, atît grafic, cît şi analitic, parametrii necesari în vederea obţinerii termenilor maximi şi minimi ai activităţilor, rezervele şi drumul critic (fig. 14), astfel încît se poate relua calculul folosind procedeul de mai sus.

CONCLUZII

Faţă de metodele de optimizare a resurselor cunoscute, aceasta nouă metodă prezintă următoarele avantaje :

— limitează numărul activităţilor ce intră în calcul la fiecare nivel şi modul cum se condiţionează între ele, folosind ipotezele de la punctul 2.6. Cu alte cuvinte, prin analiza activităţilor grafului pe intervalele dintre două noduri consecutive se reduce considerabil numărul de ipoteze ce pot apărea ;

— pentru grafuri la care numărul activităţilor nu depăşeşte cifra 100, algoritmul se poate aplica şi manual;

— procedeul de rezolvare furnizează toate informaţiile necesare unui graf, fapt care conduce la posibilitatea alcătuirii concomitente a acestuia şi apoi reluarea algoritmului dacă mai este necesar, în vreme ce la alte procedee soluţia obţinută necesită a fi prelucrată pentru a se construi noul graf;

— prin introducerea restricţiilor se delimitează în mod precis capacitatea fiecărei activităţi în parte, pe cînd, la procedeele cunoscute, unei activităţi i se poate mări sau micşora capacitatea nelimitat.

Bibliografie

[1] Joseph S: *Posibilităţi de planificare calendaristică şi de încărcare a capacităţii pe baza planurilor în reţea ale ciclului tehnologic.* Fertigungstechnik und Betrieb, nr. 12, dec. 1965.

[2] INCERC: *Metodologie pentru folosirea grafelor reţea la planificarea lucrărilor de construcţii-montaj. Metoda drumului critic.* Bucureşti, 1965.

[3] Kaufmann A., Desbazeille G: *La méthode du chemin critique.* Paris, Dunod, 1964.

[4] Boss J. F: *Prise en consideration des contraintes pesant sur la disponibilité des moyens dans les méthodes de chemin critique.* Revue Française de Recherche Opérationnelle, nr. 38, 1966

[5] Lazăr S., Munteanu M.: *Aplicaţii ale metodei drumului critic. Din experienţa organizaţiilor de construcţii.* IDT, Bucureşti.

Contribuţii la automatizarea proceselor din cuptoarele rotative de clincher

Instalaţie de reglare automată a debitului de aer de combustie la cuptoarele lungi care funcţionează pe procedeul umed

Ing. C. Popescu, ing. Cr. Papandonatu, ing. M. Pancu şi ing. N. Theodorescu

I.C.M.P.C.

1. OBIECTIVE URMĂRITE

Cercetările efectuate în I.C.M.P.C., avînd ca obiectiv stabilirea posibilităţilor de automatizare, au condus la concluzia că procesul complex de reglare a arderii clincherului în cuptoarele rotative ale procedeului umed poate fi descompus într-o serie de procese parţiale, din care esenţiale pentru asigurarea obţinerii unui produs de calitate constantă şi corespunzătoare, cu un consum specific minim de combustibil, sînt trei şi anume:

— corelarea debitului de pastă care se introduce în cuptor cu turaţia sa;

— reglarea debitului de combustibil în funcţie de temperatura materialului în zona de clincherizare, ţinîndu-se seama — eventual — şi de temperatura materialului în celelalte zone;

— reglarea debitului de aer de combustie în funcţie de excesul de aer existent în gazele de evacuare la ieşirea din cuptor, ţinîndu-se seamă şi de temperatura lor.

Necesitatea primei operaţii din această enumerare este unanim recunoscută şi rezolvată tehnic de mai multă vreme; cea de a doua formează obiect de studiu pe plan mondial şi dificultatea cea mai importantă — măsurarea temperaturii reale a materialului în zona de clincherizare — se pare că este în curs de depăşire prin inventarea şi utilizarea pirometrelor de culoare cu două lungimi de undă.

În cele ce urmează se prezintă instalaţia de reglare automată a debitului de aer de combustie concepută de I.C.M.P.C. Proiectarea, realizarea şi punerea în funcţiune a instalaţiei s-a făcut de I.P.A. în colaborare cu fabrica de ciment Fieni şi I.C.M.P.C.

2. CONSIDERENTE TEHNOLOGICE ŞI PROGRAMUL DE REGLARE AUTOMATĂ

Este cunoscut că pentru obţinerea calităţii optime a unei combustii continue este necesar un anumit debit de aer de combustie, care trebuie să fie totdeauna mai mare decît cel stoichiometric necesar. Excesul necesar depinde de natura combustibilului, mai precis de aptitudinea acestuia şi a instalaţiei de combustie de a realiza un amestec cît mai intim cu aerul comburant. Combustia este optimă la excesul minim de aer, determinat experimental, la care nu apar gaze combustibile ca rezultat al arderii incomplete, ştiut fiind că, din cauza imperfecţiunii amestecului dintre carburant şi comburant în gazele de ardere pot exista simultan $CO + H_2$ şi O_2.

Pentru a avea în mod sigur o ardere completă, datorită complexităţii fenomenului de combustie în condiţiile unui focar industrial, în practică se adoptă, ca exces de aer pentru combustia optimă, o valoare ceva mai mare ca aceea definită mai sus şi de obicei sub forma unui domeniu care poate fi mărit şi din motive tehnologice.

Astfel, în cazul cuptoarelor de clincher care funcţionează cu gaz metan se consideră ca domeniu optim acel exces de aer care determină $1 \div 3\% O_2$ în gazele de evacuare uscate ($\lambda = 1,05 \div 1,17$).

În vederea reglării automate a debitului de aer de combustie se alege din acest domeniu optim, pe baza experimentărilor, un interval de lucru care în prezent, la instalaţia menţionată, este $1,8 \div 2,8\% O_2$. Valorile intervalului de lucru depind de echipamentul interior de schimb de căldură al cuptorului (lanţuri, recuperatoare celulare ş. a.), de conţinutul de apă al pastei, respectiv de materia primă, de agenţii fizici ai mediului înconjurător etc.

Totodată se stabileşte şi intervalul optim de lucru al temperaturii gazelor de evacuare ale cărui limite şi ecart depind de asemenea de factorii de mai sus.

Reglarea debitului de aer de combustie se face prin comanda celor două registre cu jaluzele de pe traseul gazelor de evacuare, situate înaintea exhaustorului, funcţie de conţinutul de oxigen şi de temperatura gazelor de evacuare la ieşirea din cuptor.

Aceste două mărimi ale procesului tehnologic acţionează asupra registrelor cu jaluzele numai cînd se găsesc în afara intervalelor stabilite, în interiorul acestora procesul desfăşurîndu-se liber.

Conţinutul de oxigen al gazelor de evacuare este mărimea principală de reglaj. Cînd acesta este mai mic decît limita inferioară sau mai mare decît limita superioară, se va comanda modificarea poziţiei registrelor în sensul creşterii, respectiv reducerii secţiunii de trecere, pînă cînd conţinutul de oxigen este adus la valoarea limitei respective, indiferent care este valoarea temperaturii gazelor de evacuare. Prin aceasta, conţinutul de oxigen al gazelor de evacuare se va situa în intervalul stabilit, cu excepţia unor durate scurte de timp, care urmează unor perturbaţii puternice (variaţii bruşce şi mari ale debitului de combustibil etc.).

Temperatura gazelor de evacuare acţionează asupra registrelor cu jaluzele numai cînd conţinutul de oxigen se află în intervalul stabilit, şi anume: dacă temperatura este mai mare decît limita superioară, se comandă modificarea poziţiei registrelor în sensul reducerii secţiunii de trecere, pînă cînd conţinutul de oxigen ajunge în apropierea limitei inferioare, iar dacă temperatura este mai mică decît limita inferioară se comandă modificarea poziţiei registrelor în sensul creşterii secţiunii de trecere pînă cînd conţinutul de oxigen ajunge în apropierea limitei superioare.

Prin aceasta se urmăreşte o uniformizare a valorii temperaturii gazelor de evacuare în măsura în care conţinutul de oxigen al lor nu iese din intervalul de lucru ales, ştiut fiind că, o dată cu creşterea sau reducerea secţiunii de trecere a registrelor cu jaluzele, va varia în acelaşi sens debitul de aer de combustie, modificîndu-se regimul de transport al căldurii în interiorul cuptorului şi astfel temperatura gazelor de evacuare va fi mai mare, respectiv mai mică. Justificarea acestor manevre rezultă din faptul că modificarea temperaturii gazelor la ieşirea din cuptor este rezultatul modificărilor survenite în schimbul de căldură din interiorul cuptorului, proces ce se urmăreşte să se stabilizeze.

3. REALIZAREA TEHNICĂ A INSTALAŢIEI

După cum rezultă din programul tehnologic, numai conţinutul de oxigen ($\% \, O_2$) este mărimea reglată, adică aceea care intră în circuitul închis de reglare automată.

Temperatura T_g a gazelor arse nu intervine în circuitul închis, pentru că nu se urmăreşte reglarea acesteia la o anumită valoare ; ea determină numai valoarea mărimii de referinţă a conţinutului de oxigen cînd acesta se găseşte în intervalul optim. În funcţie de ieşirea din limite a acestei temperaturi, conţinutul de oxigen se reglează în interiorul intervalului optim de O_2 pentru limita superioară sau inferioară. Prin aceste comenzi se urmăreşte crearea condiţiei de creştere a temperaturii atunci cînd aceasta este inferioară limitei de jos şi de scădere, atunci cînd este superioară limitei de sus, însă nu este obligatoriu ca prin această manevră temperatura să intre în intervalul său optim.

Fiecare din cele două mărimi care acţionează asupra registrelor cu jaluzele se poate afla în trei situaţii distincte : sub intervalul optim, în interiorul intervalului sau deasupra lui. Ţinînd seamă de acestea, programul tehnologic definit mai sus se poate transpune în cele nouă situaţii din tabela 1 (coloanele 1 la 4).

Faţă de limitele conţinutului de oxigen, indicate în programul tehnologic, şi ţinînd seamă că insensibilitatea regulatorului ajunge pînă la valoarea echivalentă de $\pm 0{,}2\% O_2$, s-au stabilit, pentru mărimile de referinţă corespunzătoare reglării conţinutului de oxigen, valorile de $2{,}0\%$ şi $2{,}6\% O_2$. Instalaţia permite şi alegerea altor valori ale mărimii de referinţă şi de asemenea alt ecart între $O_{2\min}$ şi $O_{2\max}$. Acelaşi lucru este valabil şi pentru $T_{g\min}$ şi $T_{g\max}$ cît şi pentru intervalul lor, aceasta cu atît mai mult cu cît modificarea limitelor de temperatură (nu a intervalului) intervine mai des în procesul de producţie.

Înainte de a descrie schema bloc a instalaţiei de reglare a aerului de combustie, despre care s-a vorbit pînă acum, trebuie arătat că elementul de execuţie este format din două registre cu jaluzele care funcţionează în paralel. Aceste registre sînt comandate de la distanţă (pupitru de comandă). Funcţionarea în paralel a acestora poate fi realizată cu ax mecanic unic acţionat de un singur servomotor sau fiecare registru acţionat de un servomotor propriu. La instalaţia aceasta s-a ales ultima soluţie, care prezintă avantajul că registrele — pentru unele situaţii speciale — pot fi comandate şi separat, de la distanţă, fără vreo intervenţie locală. Dacă alimentarea celor două servomotoare ar fi legată simplu în paralel, este posibil ca, din motive întîmplătoare (mici asimetrii etc.), la manevrarea repetată a acestora să se producă un decalaj de poziţie, care poate lua valori inadmisibile pentru buna desfăşurare a reglajului şi deci a procesului însuşi.

Din acest motiv, comanda automată sau manuală se efectuează numai asupra unui registru cu jaluzele, celălalt fiind conectat într-un circuit închis de reglare automată, în care mărimea de intrare este stabilită de poziţia primului registru. Cu alte cuvinte, cel de al doilea registru cu jaluzele urmăreşte automat mişcarea celui dintîi. În instalaţia realizată, diferenţa de urmărire este în general mai mică de 5% din cursa totală (cum am arătat, la intervenţia operatorului, cele două registre cu jaluzele pot fi comandate manual, separat fiecare, fără urmărire, putînd avea orice decalaj între ele).

Aşa cum se arată în schema bloc (fig. 1), acest circuit închis de reglare automată se compune dintr-un element de comparaţie, un regulator PI, elementul de execuţie, adică servomotorul registrului, elementul automatizat, respectiv registrul cu jaluzele şi traductorul poziţie registru-tensiune. Deoarece acest registru cu jaluzele, ca element automatizat, este la rîndul său element de execuţie în cadrul circuitului principal pentru reglarea aerului de combustie, blocul desenat cuprinde atît registrul cu jaluzele, cît şi elementul de execuţie, respectiv servomotorul. Mărimea de intrare pentru acest circuit este dată de un alt traductor poziţie registru-tensiune, instalat pe celălalt registru care trebuie urmărit.

Tabela 1

Situaţia nr.	Oxigen în gazele de evacuare O_2	Temperatura gazelor de evacuare T_g	Cum acţionează registrele cu jaluzele şi efectul acestora asupra procesului	Acţiunea dispozitivului cu relee	
				asupra mărimii de referinţă	asupra circuitului închis de reglare
1	2	3	4	5	6
1	$O_{2\min} < O_2 < O_{2\max}$	$T_{g\min} < T_g < T_{g\max}$	Procesul tehnologic se desfăşoară liber, fără reglare automată	închis pt. 2,3 % O_2	deschis
2	$O_2 < O_{2\min}$	$T_{g\min} < T_g < T_{g\max}$	Se deschid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}0\%$	închis pt. 2,0 %	închis
3	$O_2 > O_{2\max}$	$T_{g\min} < T_g < T_{g\max}$	Se închid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}6\%$	închis pt. 2,6 %	închis
4	$O_{2\min} < O_2 < O_{2\max}$	$T_g < T_{g\min}$	Se acţionează asupra registrelor cu jaluzele pentru ca $O_2 \simeq 2{,}6\%$	închis pt. 2,6 %	închis
5	$O_{2\min} < O_2 < O_{2\max}$	$T_g > T_{g\max}$	Se acţionează asupra registrelor cu jaluzele pentru ca $O_2 \simeq 2{,}0\%$	închis pt. 2,0%	închis
6	$O_2 < O_{2\min}$	$T_g < T_{g\min}$	Se deschid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}6\%$	închis pt. 2,6 %	închis
7	$O_2 > O_{2\max}$	$T_g < T_{g\min}$	Se închid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}6\%$	închis pt. 2,6 %	închis
8	$O_2 < O_{2\min}$	$T_g > T_{g\max}$	Se deschid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}0\%$	închis pt. 2,0 %	închis
9	$O_2 > O_{2\max}$	$T_g > T_{g\max}$	Se închid registrele cu jaluzele pînă cînd $O_2 \simeq 2{,}0\%$	închis pt. 2,0 %	închis

OBSERVAŢII : La stabilirea mărimilor de referinţă s-a avut în vedere insensibilitatea echivalentă a regulatorului de $\pm 0{,}2\% \, O_2$

Circuitul principal pentru reglarea aerului de combustie se compune, aşa cum se vede în schemă, dintr-un element de comparaţie, un regulator PI, elementul de execuţie, respectiv registrul cu jaluzele urmărit, procesul tehnologic de ardere şi schimb de căldură şi analizorul de oxigen ca traductor $\%O_2$ în gazele de evacuare — mV.

În afara acestor elemente, întîlnite frecvent în circuitele de reglare automată, instalaţia descrisă mai conţine :

— un programator ;

— un dispozitiv cu relee.

Programatorul instalat între elementul de comparaţie şi regulator închide periodic circuitul timp de 5,5 s. În rest, mărimea de acţionare este întreruptă, durata unei perioade fiind de 120 s.

Acesta a fost introdus datorită vitezei de modificare a poziţiei jaluzelelor relativ mare faţă de timpul de sesizare a efectului. Astfel, timpul necesar pentru acţionarea paletelor registrului, de la poziţia închis complet la poziţia deschis complet sau invers, este de circa 30 s. Timpul necesar deplasării gazelor de la introducerea aerului în cuptor pînă la analizor (timp mort al instalaţiei de măsură) este de circa 80 s, iar timpul tranzitoriu al analizorului este de circa 3 min, aşa încît timpul total de răspuns este de aproximativ 4 min. Datorită acestor durate, în lipsa programatorului, sistemul de reglare ar fi intrat în regim oscilant instabil, deoarece la o mică abatere a mărimii măsurate s-ar fi comandat acţionarea registrelor cu jaluzele, însă, pînă să se sesizeze efectul acestei manevre în analiza gazelor, paletele registrelor ar fi fost rotite mai mult decît ar fi fost necesar.

Dispozitivul cu relee este comandat de valorile $O_{2\min}$ şi $O_{2\max}$, măsurate de analizorul de oxigen şi $T_{g\min}$ şi $T_{g\max}$, măsurate de traductorul de temperatură al gazelor de evacuare, legate în schema bloc la ieşirea procesului tehnologic. Conform programului tehnologic, $T_{g\min}$ şi $T_{g\max}$ conectează una din cele două mărimi de referinţă corespunzătoare reglării conţinutului de O_2 la 2 % sau 2,6 %, în acelaşi timp stabilind sau întrerupînd circuitul închis (între regulator şi elementul de execuţie). La fel acţionează şi valorile $O_{2\min}$ şi $O_{2\max}$. Modul cum acţionează dispozitivul cu relee asupra mărimii de referinţă şi asupra circuitului închis de reglare este arătat în tabela 1 (coloanele 5 şi 6) pentru fiecare din cele nouă situaţii.

Regulatorul a fost reglat pentru o insensibilitate egală cu $\pm 0,2\% O_2$, ceea ce înseamnă că limitele cele mai largi pentru conţinutul de O_2 al gazelor de evacuare sînt practic de 1,8 % şi 2,8 % O_2. Această insensibilitate este necesară pentru ca la abateri mici, trecătoare, ale mărimii de ieşire să nu se uzeze inutil elementele de execuţie.

Instalaţia de reglare automată este prevăzută cu un sistem de protecţie şi semnalizare ce nu apare în schema bloc, care în cazul unor defecţiuni la traductorul de O_2 sau în alt loc, prin care s-ar comanda închiderea registrelor cu jaluzele, face ca acestea să se oprească la o deschidere de 30 %, dînd în acelaşi timp alarma sonoră la hupa generală şi un semnal luminos pîlpîitor pe tabloul sinoptic al pupitrului de comandă, care indică locul defecţiunii.

Prin circuitul de comandă manuală, registrele cu jaluzele pot fi închise complet, ceea ce corespunde unor necesităţi tehnologice mai puţin frecvente.

4. UTILIZAREA INSTALAŢIEI ŞI PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE

Instalaţia de reglare automată a debitului de aer de combustie cu corecţie de temperatură se utilizează numai pe timpul funcţionării în regim a cuptorului, pentru a diminua efectul perturbaţiilor obişnuite.

La punerea în funcţiune a cuptorului, după o reparaţie sau o oprire care a necesitat reducerea totală sau importantă a debitului de combustibil în perioada de aducere în regim, debitul de aer necesar combustiei se reglează de către cocător.

După ce se ajunge la alimentarea normală, în baza observaţiilor pe o durată de funcţionare de 48 de ore, se determină temperatura de regim a gazelor de evacuare la ieşirea din cuptor, folosită drept corecţie pentru valoarea de referinţă a reglajului excesului de O_2 în gazele de evacuare.

Limitele domeniului optim de temperatură se aşază la înregistratorul respectiv cu ± 3° ÷ 5°C în jurul valorii de regim stabilite.

După aceste operaţii pregătitoare, instalaţia automată descrisă mai sus se pune în funcţiune.

De asemenea, la oprirea cuptorului pentru reparaţii, în perioada de golire, instalaţia de reglare automată se scoate din funcţiune, conducîndu-se cuptorul manual.

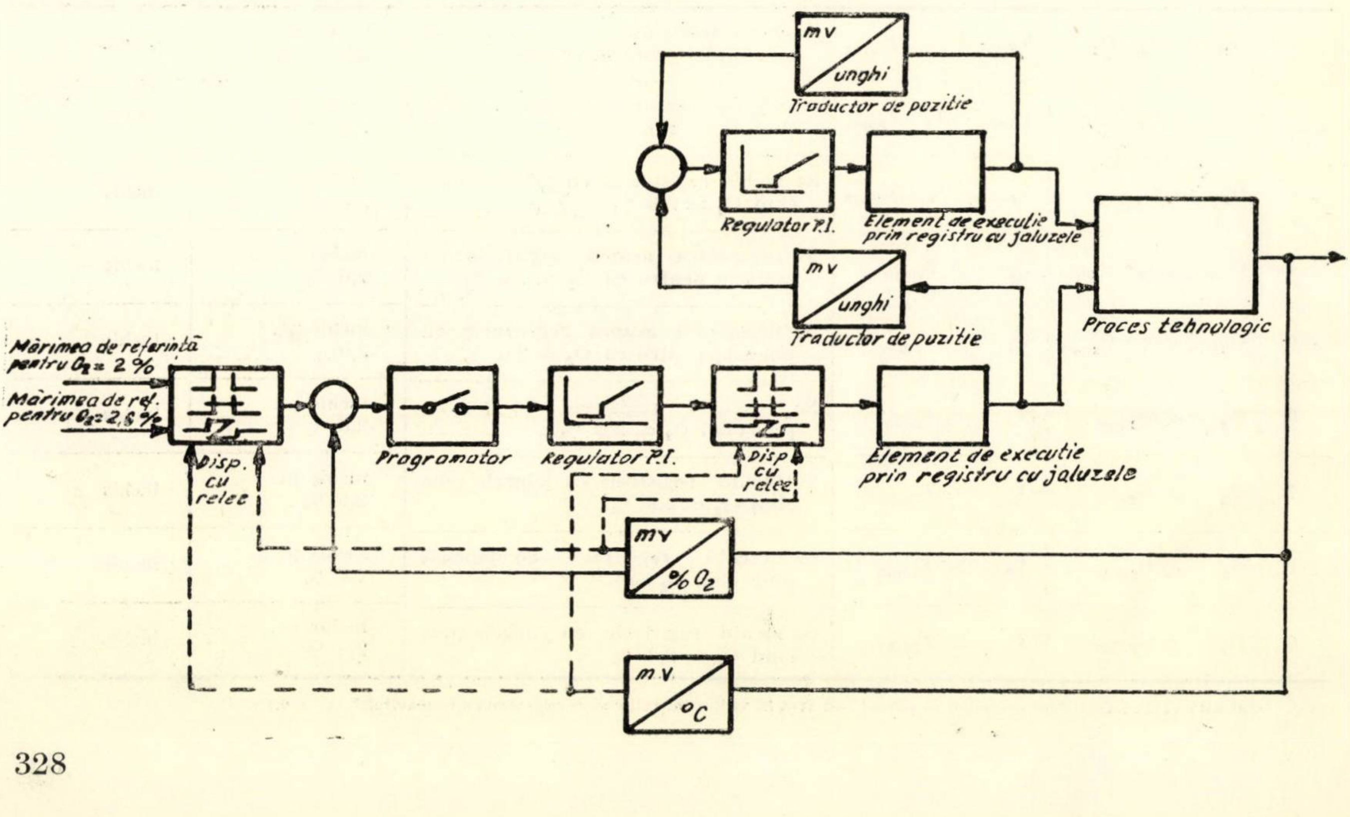
5. COMPORTAREA INSTALAŢIEI ÎN EXPLOATARE

Cu privire la comportarea instalaţiei în exploatare industrială se deosebesc două aspecte ;

— rezultatele tehnologice obţinute ;

— defecţiunile survenite şi lucrările de întreţinere necesare la aparatura componentă.

Fig. 1


mv
unghi
Traductor de poziţie
Regulator P.I.
Element de execuţie prin registru cu jaluzele
mv
unghi
Traductor de poziţie
Proces tehnologic
Mărimea de referinţă pentru O₂ = 2 %
Mărimea de ref. pentru O₂ = 2,6 %
Disp. cu relee
Programator
Regulator P.I.
Disp cu relee
Element de execuţie prin registru cu jaluzele
mV
% O₂
mV
°C

Din punct de vedere tehnologic, instalaţia de reglare automată descrisă mai sus corespunde obiectivelor propuse, întrucît asigură o calitate optimă a combustiei, tradusă prin obţinerea temperaturii maxime de ardere (practic posibilă) şi, în acelaşi timp, determină realizarea unui consum specific minim de combustibil, în condiţii tehnologice date.

Prin modificarea valorii excesului de aer de combustie, în funcţie de temperatura gazelor de evacuare, se realizează menţinerea relativ constantă a acestei mărimi, fără însă a prejudicia calitatea combustiei.

Uniformizarea temperaturii gazelor de evacuare contribuie la uniformizarea întregului proces de schimb de căldură de-a lungul cuptorului şi deci de ardere a clincherului, întrucît această temperatură este rezultatul schimbului de căldură dintre cele două fluxuri : fluxul de gaze transportoare de căldură, care circulă dinspre capătul cald, şi fluxul de material solid —absorbant al căldurii—, care circulă dinspre capătul rece.

Aşadar, pe lîngă obiectivul propus — al unei combustii optime — instalaţia creează condiţii favorabile unei funcţionări mai uniforme a cuptorului.

În ceea ce priveşte defecţiunile survenite şi lucrările de întreţinere reclamate de menţinerea în funcţiune a instalaţiei, se remarcă faptul că partea electrică şi electronică, inclusiv analizorul de O_2 ca aparat de măsură, a avut foarte puţine defecţiuni şi necesită puţine lucrări de întreţinere, la intervale de timp relativ mari. În schimb sistemul de prelevare a gazelor din cuptor (priza, filtrul primar din material ceramic, pompa de absorbţie, separatoarele de condens şi conductele, inclusiv cele din analizor) a prezentat cele mai multe defecţiuni, care, deşi banale, necesită pentru prevenire o serie de lucrări de întreţinere ce trebuie executate la intervale de timp relativ scurte şi riguros respectate.

Pe parcursul experimentărilor s-au adus o serie de îmbunătăţiri privind forma, dimensiunile şi poziţia prizei de gaze, astfel încît aerul fals care pătrunde la îmbinarea părţii rotative cu partea fixă a cuptorului să nu influenţeze compoziţia gazelor prelevate şi să se evite deteriorarea prizei datorită depunerilor de praf sau pastă. Toate acestea au fost rezolvate definitiv, însă descrierea lor depăşeşte cadrul acestui articol.

Bibliografie

[1] Institutul de proiectări şi cercetări pt. materiale de construcţii I P C M C. — *Stabilirea proceselor tehnologice cele mai indicate a fi automatizate în industria materialelor de construcţii*. Studiu, 1959.

[2] Institutul de proiectare de aparataj electrotehnic şi instalaţii de automatizare (I P A) ; — *Analiza automată a gazelor de evacuare la cuptoarele rotative de clincher*. Studiu şi experimentări, 1964.

[3] Institutul de proiectări şi cercetări pt. materiale de construcţii (IPCMC) : — *Studiul termotehnic al cuptorului CR 800 de la fabrica de ciment Fieni* Studiu, 1964.

[4] Institutul de proiectări şi cercetări pt. materiale de construcţii (IPCMC) — *Măsurarea şi reglarea temperaturilor la cuptorul CR 800. Reglarea automată a debitului de aer secundar*. Experimentări 1965

[5] Institutul de proiectare de aparataj electrotehnic şi instalaţii de automatizare (IPA) : — *Reglarea automată a debitului de aer secundar la cuptorul CR 800 Fieni*. Studii şi experiementări

[6] Institutul de proiectări şi cercetări pt. materiale de construcţii (IPCMC) : — *Experimentarea reglării automate a debitului de aer secundar la cuptorul CR800 de la fabrica de ciment Fieni*. 1965

[7] Institutul de proiectări şi cercetări pt. materiale de construcţii (IPCMC) şi Direcţia generală a industriei silicaţilor din MIC : *Automatizarea reglajului debitului de aer de combustie la cuptoarele CR 800 (procedeul umed)*. Referat cu concluzii.

[8] Institutul de cercetări pt. materiale şi prefabricate de construcţii (ICMPC) şi Direcţia generală a industriei silicaţilor din MIC : *Reglarea automată a debitului de aer secundar în funcţie de conţinutul de oxigen în gazele de evacuare, ţinînd seama de temperatura lor*. Referat cu concluzii, 1967.

DOCUMENTARE

STRUCTURĂ ROBUSTĂ

Tolworth, oraş situat la sud-estul Londrei a fost recent dotat cu un mare ansamblu administrativ şi comercial, care ocupă o suprafaţă de circa un hectar şi jumătate, 28 000 m^2 pentru birouri, diferite niveluri aeriene, o podină subterană cu garaje pentru 635 de vehicule, un supermagazin etc. Ansamblul este compus din două construcţii înalte paralelipipedice, respectiv de 6 şi 21 de etaje şi se ridică, în formă de echer, deasupra unei clădiri mai joase cu parter şi etaj al cărei acoperiş este folosit ca loc de parcare (fig. 1).

Structura clădirii principale cuprinde nouă travee dintre care patru sînt situate de-o parte şi de alta a extremităţii de sud a clădirii joase. Acestei dispoziţii îi corespund două feluri de rezemări pentru structură : una tradiţională, pe stîlpi de secţiune dreptunghiulară în traveele 3—8, la faţade şi în centru ; alta în raport cu axa mare, în traveele extreme 1, 2 şi 9, pe perechi de piloni masivi înclinaţi dispuşi excentric faţă de axul clădirii, racordaţi la nivelul primul etaj.

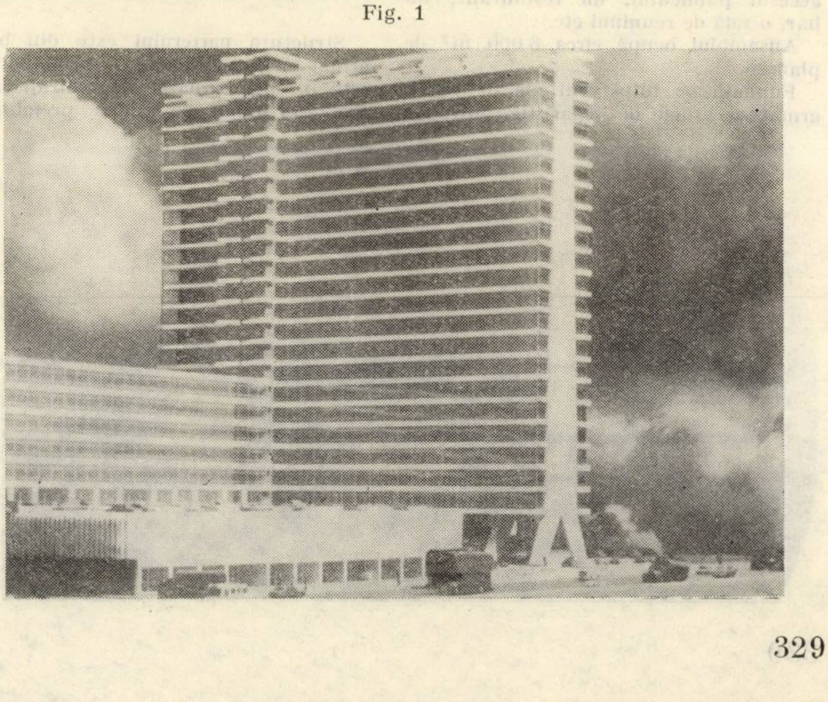
Stîlpii curenţi sprijină direct pe piloţii fundaţiei, în timp ce pilonii, datorită înclinării de la partea inferioară şi împingerilor care rezultă, necesită rezemarea prin intermediul unor grinzi-tiranţi din beton precomprimat, lungi de 15 m (fig. 2).

Astfel se realizează în acelaşi timp un ancoraj lateral al clădirii care a putut fi transmis în elevaţie prin pilonii cu aspect de „turn Eiffel" de secţiune descrescîndă şi de egală rezistenţă la eforturile orizontale date de vînt. La stabilitatea astfel obţinută se asociază de altfel pe toată înălţimea celei de a şaptea travei, sîmburele de beton al circulaţiilor comune verticale.

Transmiterea încărcărilor verticale a etajelor superioare la piloni se efectuează, la nivelul primului etaj, prin patru grinzi puternice cu consolă din beton precomprimat, lungi de 14,75 m, înalte de 3,70 m, late de 1 m.

Bâtir, nr. 158, iunie 1967

Fig. 1



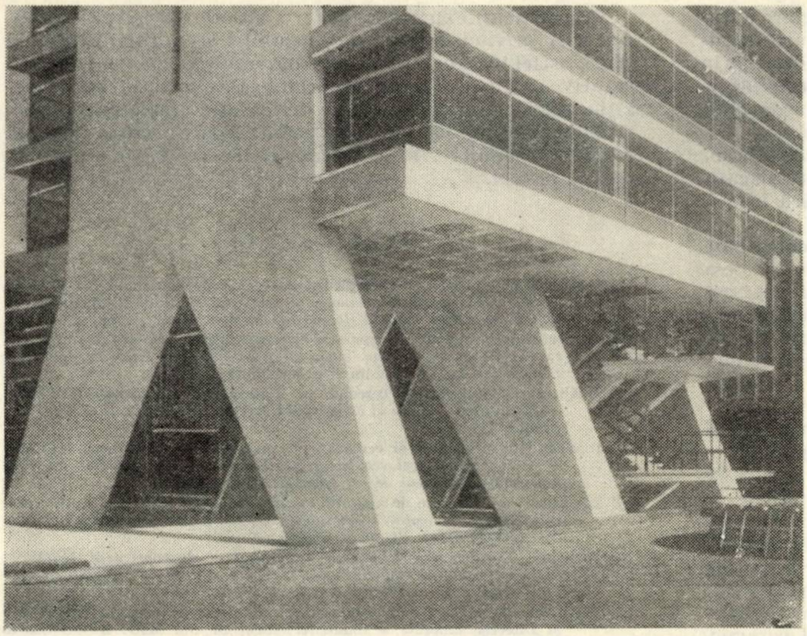


Fig. 2

IMOBIL ADMINISTRATIV DE FORMĂ CIRCULARĂ

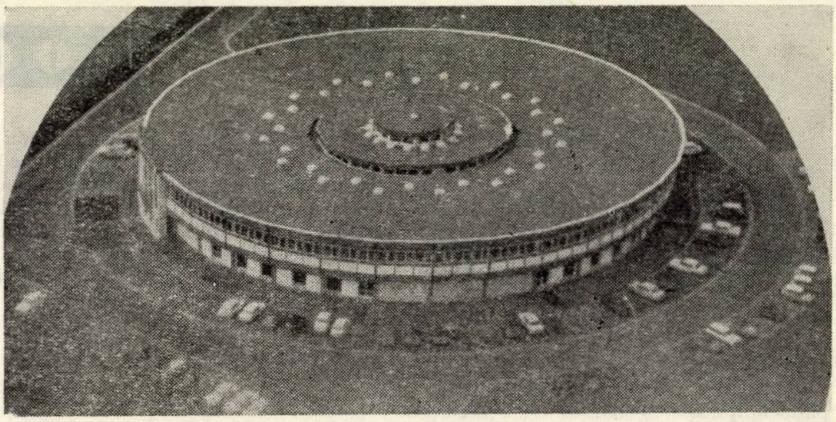
În apropiere de Cambrai (Franţa) s-a ridicat o construcţie ciudată circulară în care sînt instalate aproape toate societăţile ce se ocupă de locuinţe în regiunea Cambrésis şi Artois-Picardie (fig. 3).

Construcţia are două niveluri şi este situată pe un plan circular cu un diametru de 60 m. Forma circulară s-a ales pentru a evita dispersarea personalului şi pentru a accelera repartizarea interioară a corespondenţei. În afară de aceasta, ea permite o dispoziţie originală a birourilor, care ocupă tot etajul I. În mijlocul cercului se află biroul directorial situat într-un ,,sîmbure'' supraînălţat, în jurul căruia se află şapte direcţii, separate printr-un culoar de birourile şefilor de serviciu (fig. 4). Parterul, legat de etaj printr-o scară monumentală, adăposteşte arhiva, holul pentru accesul publicului, un restaurant, un bar, o sală de reuniuni etc.

Ansamblul ocupă circa 6 000 m² de planşeu.

Fundată pe tălpi continue de beton armat şi grinzi de repartiţie, întreaga structură este montată pe articulaţii şi rulouri pentru a înlesni o dilataţie liberă a fiecărui nivel.

Fig. 4



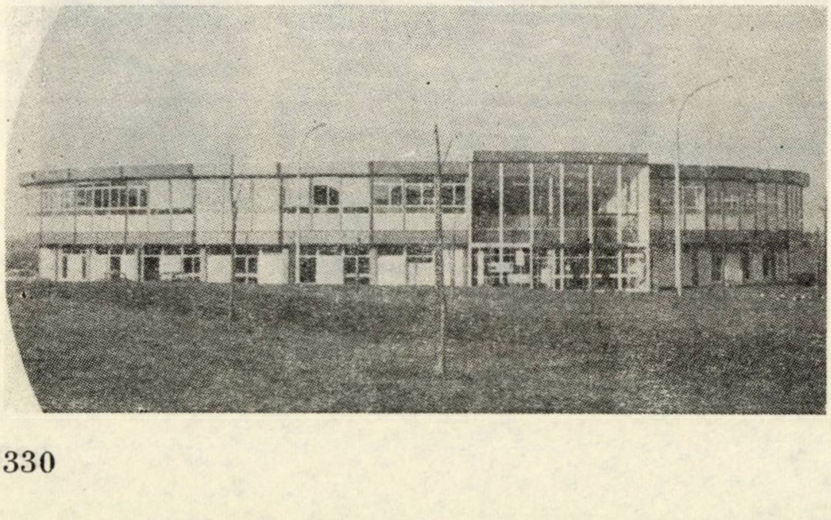
Structura parterului este din beton armat monolit; planşeul primului etaj este o dală turnată pe ,,cofraje-armături'' sprijinind pe grinzi prefabricate din beton precomprimat dispuse radial. Structura etajului (stîlpii) şi cea a acoperişului sînt realizate din elemente metalice.

Dacă pentru faţadele parterului şi pentru pereţii despărţitori din interior s-au folosit pereţi tradiţionali din cărămizi, al căror efect decorativ este larg folosit, pentru etaj s-au folosit numeroase elemente industrializate: faţade uşoare, pereţi demontabili sau vitraţi în întregime, plafoane acustice etc. Datorită acestei dispoziţii, şantierul nu a durat decît 12 luni. Părţile importante ale planşeului, structura metalică a etajului şi a terasei, elementele uşoare de faţadă şi despărţirile interioare s-au executat în atelier, iar pe şantier s-au realizat fundaţiile şi construcţia primului nivel.

Izolaţia acustică şi cea termică au fost executate cu multă grijă. Instalaţia de încălzire şi de climatizare funcţionează cu apă caldă produsă într-o staţie exterioară imobilului şi distribuită în clădire printr-o conductă circulară care înconjoară faţada la nivelul planşeului înalt al parterului. Apa caldă alimentează pe de o parte radiatoarele clasice, plasate în interiorul construcţiei, iar, pe de altă parte, autoclimatizoarele situate, în mare măsură, în faţadă şi care asigură o filtrare şi o reîmprospătare permanentă a atmosferei. Vara, aceste aparate funcţionează pe un circuit rece care permite o ambianţă termică şi de umiditate satisfăcătoare.

Bâtir, nr. 161, noiembrie 1967

Fig. 3



OCHELARI DE SOARE PENTRU SUPRAFEŢE VITRATE

De un sfert de secol există tendinţa de a mări suprafeţele vitrate ale imobilelor, lăsînd soarele să pătrundă în interior. Soluţiile folosite au avantaje, dar comportă şi o serie de măsuri de protecţie împotriva insoleierii prea puternice şi pentru condiţionarea aerului, măsuri costisitoare (storuri, sticle filtrante, condiţionare a aerului etc.).

La Norfolk (S.U.A.) unde s-a construit un imobil administrativ cu 10 etaje, s-a folosit o nouă soluţie (fig. 5). Locul amplasării acestui imobil care adăpos-

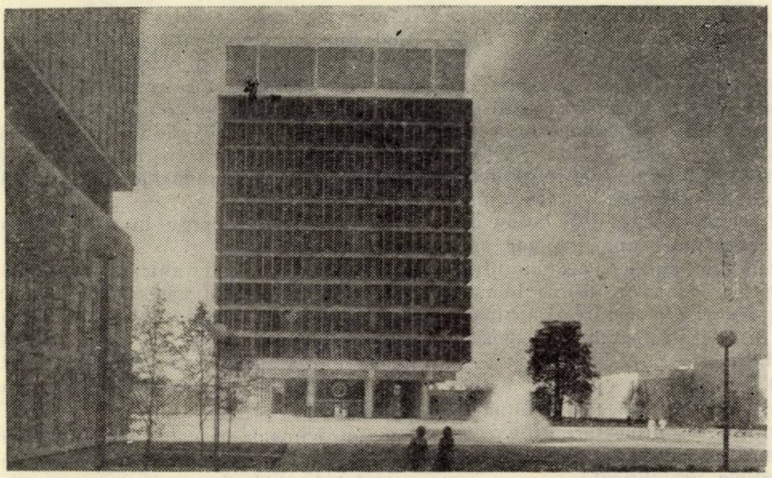


Fig. 5

teşte serviciile publice ale oraşului necesita ca edificiul să beneficieze la maximum de vizibilitate asupra părţii de est a insulei spre care este orientată construcţia. În acest scop, arhitectul a hotărît să reducă părţile oarbe ale faţadei la cîţiva stîlpi indispensabili, ansamblul fiind vitrat în întregime, din plafon pînă în podea. Dar, geamurile transparente, obişnuite, necesită protecţie împotriva luminii solare şi de aceea s-a optat pentru o soluţie care constă în a pune ferestrelor ,,ochelari de soare''. Astfel, s-a montat la fiecare nivel o grindă de tip Vierendeel, din tub de oţel, de aceeaşi înălţime cu deschiderea ferestrei şi dispusă cu 90 cm în afara imobilului pe care-l încinge. Pe faţa exterioară a grinzii s-au montat suprafeţe continue de sticlă filtrantă, de culoarea bronzului. S-au format astfel o serie de ecrane care opresc pătrunderea căldurii şi strălucirea luminii solare.

Aceste ecrane suprapuse sînt ventilate prin ,,coşul'' creat între învelişul vitrat şi faţada construcţiei. Sistemul este completat de o reţea orizontală din aluminium, instalată în partea superioară a fiecărui nivel de ecran. Aceasta îndeplineşte funcţia de apărătoare de soare şi permite totodată accesul pentru spălarea suprafeţelor vitrate (fig. 6).

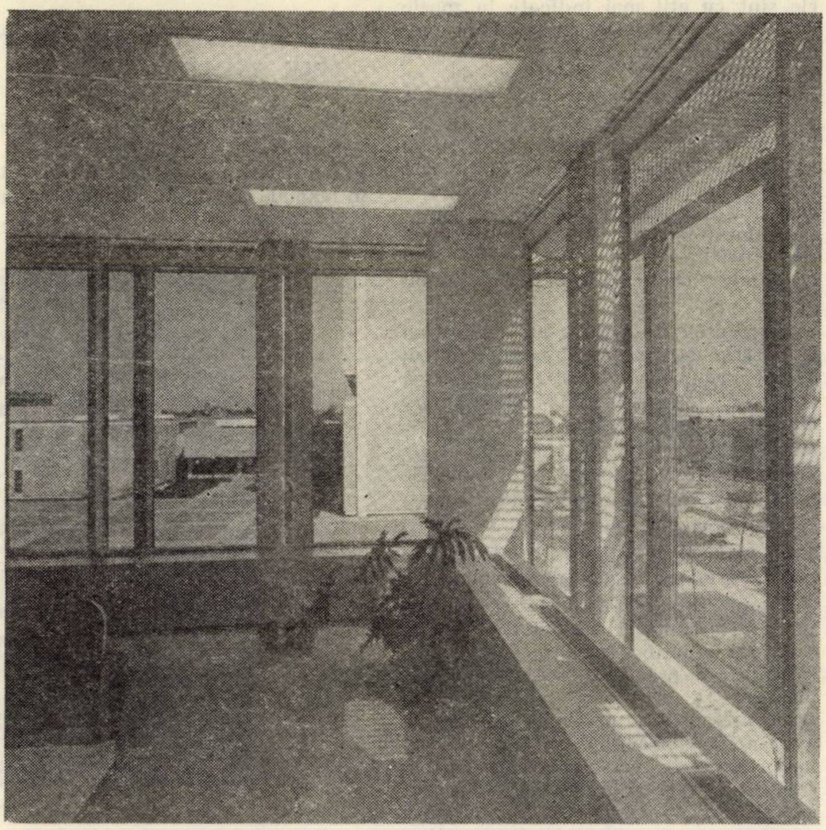
Efectul conjugat al sticlei colorate şi al ventilaţiei care o răceşte permite să se considere bilanţul termic al clădirii, în timpul verii, egal cu al unei construcţii identice neavînd vitrată decît 40% din suprafaţă.

Prin folosirea acestui sistem, s-a realizat o economie de 90 000 dolari la instalaţia de condiţionare a aerului şi de 3 600 de dolari anual la consumul de energie electrică.

În concluzie se pare că soluţia este avantajoasă, atît pe plan estetic, cît şi pe plan economic, oferind în acelaşi timp confort celor ce lucrează în acest imobil.

Bâtir, nr. 151, octombrie 1966

Fig. 6



CONSTRUCŢII DIN ELEMENTE PREFABRICATE SPAŢIALE ÎN U.R.S.S.

În U. R. S. S., la Krasnodar, Soci, Minsk, Kiev, Perm, Dnepropetrovsk şi în alte oraşe, s-au construit din elemente prefabricate spaţiale cca 70 de clădiri de locuit cu o suprafaţă locuibilă de peste 70 000 m². În scopul generalizării experienţei acumulate şi a elaborării unei politici comune în problema construcţiilor din elemente prefabricate spaţiale, s-a desfăşurat, în perioada 16—18 mai 1967 la Krasnodar, o consfătuire-seminar organizată de diferite foruri de conducere şi îndrumare a activităţii de construcţie din U.R.S.S. La consfătuirea-seminar au luat parte peste 300 de cadre tehnice din întreprinderi de execuţie, institute de proiectări şi cercetări ştiinţifice, institute de învăţămînt superior, fabrici de prefabricate, organe de stat şi de partid etc.

Mai mulţi participanţi au arătat că în regiunea Krasnodar, construcţiile din elemente spaţiale se aplică cu succes de mai mulţi ani şi că în momentul de faţă a fost demonstrată eficacitatea tehnico-economică a acestui procedeu. S-au rezolvat principalele probleme tehnologice legate de confecţionarea elementelor spaţiale cu nervuri din beton de keramzit, s-a creat un conveier pentru finisajul elementelor spaţiale, s-au elaborat proiecte de clădiri de locuit şi case de odihnă sanatoriale din elemente spaţiale.

Chiar dacă toate problemele nu sînt încă rezolvate, totuşi se consideră că există posibilitatea ca în următorul plan cincinal să se construiască în oraşul Krasnodar şi în regiunea Rostov două fabrici de elemente prefabricate spaţiale cu o capacitate de 70 000 m² suprafaţă locuibilă fiecare.

Construcţiile de elemente spaţiale s-au experimentat intens şi în R.S.S. Bielorusă, obţinîndu-se rezultate practice foarte încurajatoare. Astfel, încă în anul 1963 a fost dată în exploatare o secţie de fabricaţie echipată cu trei maşini de formare care produce blocuri spaţiale de mărimea unei camere. Pînă în momentul consfătuirii s-au montat din blocuri spaţiale peste zece clădiri de locuit cu 50...100 apartamente fiecare. Pe baza experienţei acumulate s-a elaborat proiectul şi s-a început, la Minsk, construcţia unei fabrici de elemente prefabricate spaţiale cu capacitatea anuală de 100 000 m² suprafaţă locuibilă. Fabrica, dotată cu instalaţii automate de producţie şi linii mecanizate de finisaj, va fi dată în exploatare în cursul anului 1968. În R.S.S. Ucraineană, blocurile spaţiale prefabricate nu s-au utilizat numai la clădiri de locuit, ci şi la clădiri social-administrative, staţii de transformare etc.

Este în curs de definitivare o maşină care permite formarea de blocuri spaţiale de diferite dimensiuni şi s-a executat o linie experimentală în conveier pe care se realizează finisarea elementelor spaţiale. Pe baza experienţei acumulate au fost elaborate prescripţii pentru proiectarea şi montarea clădirilor din elemente spaţiale. Participanţii la consfătuire au subliniat că dacă blocurile spaţiale sînt avantajoase în regiunile cu climă temperată, ele sînt cu atît mai indicate în zonele cu condiţii climatice grele, unde prezintă un interes deosebit reducerea la minimum a operaţiilor de pe şantier. În acest sens s-au prezentat o serie de realizări obţinute în problema utilizării blocurilor spaţiale în regiunile nordice ale U.R.S.S. între care crearea unei secţii de producţie cu o capacitate anuală de 50 000 m² suprafaţă locuibilă la Vorkuta, montarea elementelor spaţiale în zone greu accesibile cu ajutorul helicopterului MI — 6 etc.

Elementele spaţiale s-au utilizat şi la o serie de construcţii rurale. Astfel, în regiunea Alma—Ata şi în apropierea Moscovei s-au executat clădiri din blocuri spaţiale cu dimensiunea unei jumătăţi de cameră la care pereţii de umplutură s-au realizat din materiale locale. Tiparele pentru confecţionarea acestor elemente sînt simple şi pot fi amplasate în orice întreprindere existentă, în fabrici sau pe poligoane.

Conducătorul secţiei de construcţii spaţiale a Institutului TNIIEP pentru cercetări ştiinţifice şi proiectare experimentală în problema locuinţelor, N.A. Nicolaev, a arătat că blocurile spaţiale prefabricate prezintă o serie de avantaje importante, între care cel mai important este cel al transpunerii în condiţii de fabrică a cca 85% din consumul total de manoperă. Se realizează de asemenea o reducere substanţială a duratei de execuţie, ajungîndu-se să se monteze în 10—12 zile clădiri cu 5 niveluri.

Datorită reducerii consumului de manoperă pe şantier şi a duratei de execuţie, a consumului de materiale şi a cheltuielilor indirecte se realizează în final o reducere a costului construcţiei cu cca 10...15% în raport cu construcţiile din panouri mari, care sînt actualmente cele mai economice în U.R.S.S. Un alt referat a arătat că pentru a se valorifica avantajele susmenţionate ale construcţiilor din blocuri spaţiale este necesar ca ele să fie executate la un nivel tehnic la fel de ridicat ca al construcţiilor din panouri mari.

La consfătuire s-a arătat că, sub aspect arhitectural, construcţiile din blocuri spaţiale oferă posibilitatea realizării unei mari variaţii. Astfel, la Institutul de cercetări ştiinţifice NIISK s-au elaborat peste 60 de partiuri de apartamente cu trei camere, utilizîndu-se numai trei tipodimensiuni de blocuri spaţiale prefabricate. Astfel, la Dagomîs se află în curs de construcţie casa de odihnă ,,Drujba'', la care primul nivel se va executa din beton armat cu travei mari unde se vor amplasa încăperile publice, iar la nivelurile superioare se vor utiliza blocuri spaţiale prefabricate complet echipate cu toate instalaţiile, loggii şi dispoziţii brise-soleil.

În final, consfătuirea a adoptat o serie de recomandări în vederea îmbunătăţirii activităţii de proiectare şi execuţie în domeniul construcţiilor din elemente spaţiale prefabricate.

După ,,Beton i Jelezobeton'' nr. 9/1967.

PRĂBUŞIREA UNUI POD ÎN INSULELE ANTILE

În Antilele Olandeze, la intrarea în portul de la Willemstad-Curaçao, s-a prăbuşit un pod metalic de autostradă în lungime de 506 m, accidentînd mortal 20 de muncitori.

Lucrarea era în curs de execuţie, fiind aproape terminată jumătatea din partea de est a podului, care era alcătuită dintr-un platelaj din elemente prefabricate din beton precomprimat.

La data prăbuşirii podului, urmau să se monteze încă cca 14 m de platelaj pentru a termina montajul deschiderii centrale.

Lucrarea nu începuse încă în partea de vest.

Organele oficiale de anchetă consideră că accidentul este o consecinţă a unor ploi abundente, căzute într-o perioadă apropiată datei prăbuşirii, care au antrenat materialul de sub fundaţia unui stîlp al podului, ducînd la o tasare a acestuia.

Drept consecinţă, cablurile provizorii care susţineau contrafişele metalice ale cadrului deschiderii principale s-au rupt, conducînd la prăbuşirea întregii structuri.

Elementele din beton armat precomprimat pentru platelajul podului şi majoritatea părţilor metalice componente erau fabricate în Olanda şi transportate cu vaporul la Curaçao.

Construcţia podului a început în aprilie 1967, el trebuind să fie terminat în 1968.

(Engineering News-Record nr. 16, noiembrie 1967)

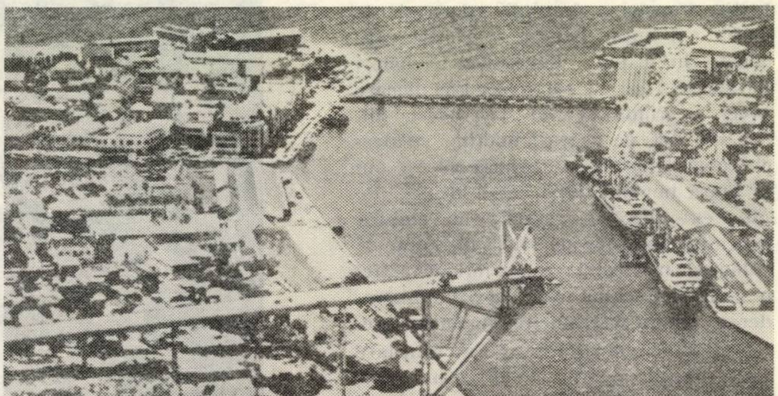
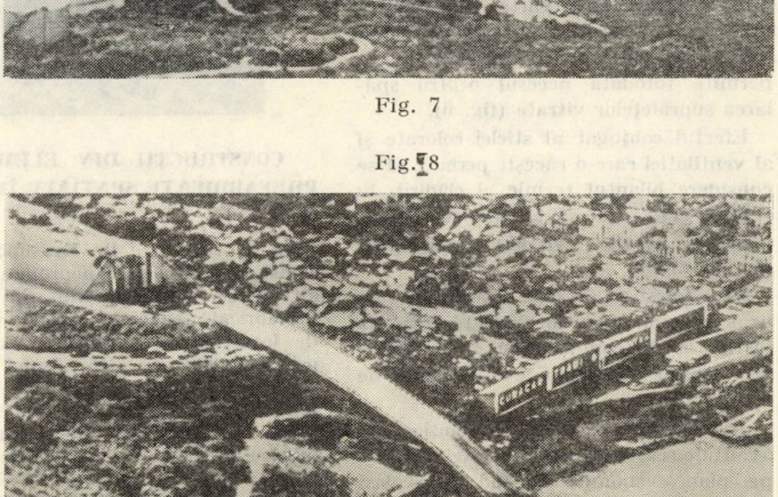


Fig. 7

Fig. 8



RECENZII

STUDII ȘI CERCETĂRI INCERC Nr. 4 și 5/1967

1. În volumul IV: „Finisarea și protecția construcțiilor”, sînt cuprinse studii și cercetări privind o problemă de fizica construcțiilor și o serie de probleme în domeniul protecției contra coroziunii a elementelor de construcție situate în diferite medii.

— Primul articol: „Termodifuzia vaporilor prin elemente exterioare de construcție” (conferențiar ing. Al. Davidescu și ing. E. Dimitriu-Vîlcea) are două părți distincte:

O primă parte analizează unele metode actuale (metoda standardizată în țara noastră și o metodă propusă în normele CAER) de calcul al difuziei vaporilor, necesare în proiectare pentru verificarea prin calcule a posibilității de condensare a vaporilor în interiorul elementelor de construcție și prezintă fundamentarea teoretică a fenomenului de termodifuzie a vaporilor, pornind de la ecuația generală a lui Fick.

În a doua parte a articolului se prezintă o metodă nouă de calcul, mai exactă, ținînd seamă atît de presiune cît și de temperatură, pentru verificarea comportării la difuzia vaporilor, în regim staționar, stabilind parametrii de calcul ai aerului exterior în condițiile climatice din țara noastră și se face o verificare cu această metodă a comportării la condensare a vaporilor pentru diverse alcătuiri de pereți exteriori.

Articolul conține date interesante asupra problemei, dar ar fi fost util să se arate o comparație mai completă a rezultatelor obținute prin diferite metode, care să poată servi proiectanților ce ar dori să cunoască avantajele și dezavantajele practice, sub aspectul preciziei și ușurinței în aplicare, ale acestor metode.

— Al doilea articol: „Determinarea prin metoda curenților galvanici a corodării armăturii pretensionate” (ing. S. Coandă, ing. L. Löbel și ing. A. Popăescu) analizează diferite metode de control electrochimice — cunoscute din literatură — care permit sesizarea pericolului de coroziune a armăturilor pretensionate înglobate în beton, prin determinarea potențialului curenților galvanici și ajunge la concluzia că metoda cea mai practică este cea a determinării potențialului armătură-sol.

Articolul prezintă rezultate ale aplicării acestei metode la determinarea pericolului de coroziune la rezervoare de apă executate în țara noastră din beton precomprimat prin înfășurare, arătînd că totuși metoda are anumite limite, deoarece indică numai starea armăturii din momentul măsurării, astfel încît nu se poate renunța la controlul vizual direct.

— În articolul: „Protecția anticorozivă a elementelor de construcție din hale industriale, cu tencuieli pe bază de latex de cauciuc și acoperiri cu pelicule din lac poliuretanic” (ing. G. Pipera, ing. D. Teodorescu, dr. ing. I. Făcăoaru, ing. G. Stamate) se prezintă rezultatele cercetărilor de laborator, privind comportarea în diferite medii corozive, specifice unor hale industriale, a mortarelor de tencuială pe bază de ciment cu adaos de latex butadien-stiren și a unui sistem de acoperire cu pelicule pe bază de poliuretan, care pot servi ca protecții ale elementelor de beton armat.

Comportarea acestor protecții la influența mediilor corozive s-a stabilit prin aprecierea aspectului, variația greutății și a rezistențelor mecanice, viteza de propagare a ultrasunetului și variația modulului de elasticitate dinamic. Cercetările au pus în evidență faptul că protecțiile studiate sînt eficace contra agenților corozivi uzuali, întîlniți în atmosfera halelor industriale, cu excepția acidului sulfuric și a compușilor săi. O protecție anticorozivă asigurătoare în timp se obține prin adoptarea concomitentă a două sau mai multe sisteme de protecție de tipul celor experimentate.

— Al patrulea articol: „Chituri pentru pardoseli anticorozive din industria chimică anorganică” (ing. Dinu Teodorescu și ing. Maria Blum) expune rezultatele unor ample cercetări de laborator, efectuate cu privire la comportarea timp de 360 zile, în 13 tipuri de medii agresive, a trei chituri (pe bază de silicat de sodiu, pe bază de rășini epoxi, pe bază de furfurol acetonă), folosite la executarea pardoselilor anticorozive din industria chimică anorganică.

Pe baza cercetărilor efectuate s-au stabilit — prin aprecierea aspectului, a variației de greutate și rezistenței mecanice — față de probe etalon — domeniile de aplicare ale fiecărui material.

— În articolul: „Tuburi de beton rezistente la ape reziduale agresive” (ing. Koppel Iosub) se prezintă cercetările de laborator și experimentările în exploatare privind comportarea tuburilor de beton pentru canalizare, impregnate cu smoală de huilă și acoperite cu o peliculă continuă de bitum, prin tratare termică, la soluții agresive acide cu pH 0 ... 2,5, punîndu-se în evidență posibilitatea folosirii unor astfel de tuburi, în locul tuburilor de bazalt care sînt mai scumpe, la anumite ape reziduale agresive.

2. Volumul V: „Organizarea și mecanizarea lucrărilor de construcție”, publică patru articole conținînd studii și cercetări referitoare la probleme de organizare a șantierelor, precum și referitoare la utilaje, scule și dispozitive noi folosite în construcții.

— Primul articol: „Studiul unor indici necesari la proiectarea organizării șantierelor” (ing. M. Barbu, ing. M. Săulescu, ing. V. Olaru), conține un bogat material cu caracter informativ și de orientare (în continuarea unui articol similar publicat în aceeași serie de broșuri cu nr. 4/1966), asupra a 7 obiecte de organizare de șantier, ce se execută în prezent după proiecte reprezentative (barăci-ateliere mecanice; barăci-ateliere de dulgherie; baracă — vestiar; barăci — băi — spălătorii; barăci — ateliere cu folosință multiplă; șoproane; castele de apă).

În lucrare se dau pentru fiecare tip de obiect, în diverse soluții constructive, indicii spațiali, de cost, de consum de materiale principale și de manoperă.

— Articolul: „Simplificarea nomenclatorului de utilaje în construcții, tipizarea agregatelor și a subansamblelor acestor utilaje în vederea asimilării” (ing. St. Georgescu Gorjan și ing. Liliana Tomescu), prezintă rezultatele studiilor efectuate asupra a nouă grupe principale de mașini de construcții (total 209 mașini), cu privire la stabilirea minimumului de tipodimensiuni de mașini în corelație cu tehnologiile de execuție a principalelor procese de lucru și cu privire la tipizarea agregatelor și a subansamblurilor mașinilor de construcție, în vederea accelerării asimilării lor.

Articolul evaluează efectele economice realizabile prin simplificare și tipizare și indică acțiunile necesare în scopul realizării propunerilor.

— Al treilea articol: „Experimentări de omologare pentru maiurile mecanice de 60 și 180 kgf” (ing. V. Marin, ing. V. Tăruș și ing. N. Dini) cuprinde probele de laborator și experimentările de anduranță, efectuate asupra prototipurilor maiurilor mecanice de 60 și 180 kgf, proiectate de ICTCM și executate de uzina Independența Sibiu, pe baza cărora s-au făcut propuneri pentru îmbunătățirea parametrilor și mărirea securității în exploatare a acestor utilaje.

— În ultima parte a volumului se publică „Fișele tehnice pentru utilaje, scule și dispozitive” noi, folosite în construcții, care sintetizează caracteristicile tehnice și funcționale și domeniile de utilizare a 20 de utilaje și unelte mecanice omologate și introduse în fabricație la uzinele constructoare de mașini, cu colaborarea INCERC.

Materialul documentar conținut în aceste fișe (cuprinzînd și o descriere, desen de ansamblu și mod de funcționare) ușurează alegerea și folosirea rațională a acestor utilaje în construcții, cuprinzînd și informații asupra modului de livrare și a prețului de cost.

R. Jones

LES ESSAIS NON DESTRUCTIFS DES BÉTONS

(Încercările nedistructive ale betoanelor)

Paris, Edition Eyrolles, 1967

Deși lucrarea originală a lui R. Jones a fost editată în 1962, traducerea în limba franceză, apărută în 1967, prezintă — prin completările făcute de autor — un material actualizat, care pune la îndemîna cititorului elementele esențiale ale cunoștințelor existente astăzi în domeniul încercărilor nedistructive ale betonului.

Lucrarea cuprinde șapte capitole. Primul capitol este dedicat premiselor teoretice ce stau la baza aplicării măsurătorilor nedistructive de diferite tipuri. În capitolele II și III sînt expuse respectiv metoda rezonanței și metoda impulsului — metoda propagării undelor de suprafață. Rezultat al unor cercetări recente, capitolul V aduce un material cu totul nou, care lipsea din ediţia originală în limba engleză, şi anume tehnicile de încercare bazate pe radioactivitate. În capitolul VI se prezintă metodele de măsurare a durităţii betonului. În sfîrşit lucrarea se încheie cu un capitol dedicat descrierii mai detaliate a aparaturii de încercare.

R. JONES
TRADUIT PAR A. R. ELIE
LES ESSAIS NON DESTRUCTIFS DES BETONS
Eyrolles

La prezentarea fiecărei metode se dă o atenţie deosebită atît tehnicii experimentale, cît şi teoriei de bază, arătîndu-se totodată domeniile de utilizare şi aplicaţiile practice.

Printre aspectele interesante tratate în cadrul diverselor metode nedistructive sînt de menţionat:

— identificarea rezonanţei, măsurarea amortizării, influenţa asupra datelor măsurătorilor a o serie de factori (dimensiunile epruvetei, vîrsta betonului, condiţiile de păstrare, compoziţia betonului etc.), relaţia între modulul static şi cel dinamic, aplicaţii în laborator (cap. II);

— transmisia, reflexia şi refracţia unui impuls, influenţa naturii materialului şi a geometriei corpurilor asupra propagării impulsului (impulsuri mecanice şi ultrasunete), relaţia între viteza undelor şi rezistenţa betonului (influenţa vîrstei, a factorului a/c, a condiţiilor de tratare a betonului, a dozajului de ciment şi a tipului de agregat, a umidităţii betonului), evaluarea calităţii betonului în construcţii, măsurarea adîncimii fisurilor, măsurarea grosimii plăcilor şi pereţilor de beton (cap. III);

— date teoretice de bază privind metoda propagării undelor de suprafaţă, aplicaţii ale acestei metode la controlul datelor de beton, determinarea proprietăţilor elastice medii cînd grosimea dalei este cunoscută; evaluarea calităţii betonului „in situ" (cap. IV);

— absorbţia şi dispersia razelor γ, detectarea, măsurarea radiaţiilor γ, aplicarea în practică, absorbţia şi difuzia neutronilor, detectarea şi măsurarea neutronilor, măsurarea umidităţii solurilor şi betonului, măsuri de protecţie (cap. V);

— măsurarea durităţii betonului prin amprentare şi prin metoda reculului (cap. VI).

Multitudinea problemelor tratate, amănuntele preţioase pentru experimentator şi aprecierea obiectivă a posibilităţilor oferite de metodele nedistructive fac ca această lucrare să reprezinte un ajutor util pentru înţelegerea fenomenelor lor, pentru folosirea corectă a aparaturii şi pentru o justă interpretare a rezultatelor.

Dr. ing. Ida Dumitrescu

T.H. Ferrigno

RIGID PLASTICS FOAMS

(Spume rigide din materiale plastice)

Ediţia a II-a, New York, 1967, Reinhold Publishing Co., 372 p.

De la prima ediţie a cărţii (1963), spumele rigide au avut o dezvoltare atît de rapidă încît cele pe bază de poliuretani şi de polistiren sînt cotate separat în tablourile statistice anuale editate de Comisia de tarife a S. U. A.

Cartea, în afară de capitolele referitoare la spumele pe bază de poliuretani (206 p), polistiren (93 p), polimeri epoxidici (13 p), clorură de polivinil (PVC) (8 p), polimeri fenol (12 p) şi ureoformaldehidici (5 p), siliconi (4 p), copolimeri butadienă — nitril acrilic (9 p) şi spume sintactice (4 p), mai cuprinde un capitol (9 p) cu spume diverse şi un capitol cu considerente economice (7 p). În capitolul diverse sînt prezentate spumele pe bază de acetat de celuloză, polimeri acrilici, polietilenă şi polipropilenă, poliesteri, asfalturi, poliamide şi politetrafluoretilenă.

Dezvoltarea capitolelor corespunde importanţei producţiei în S. U. A, unde, după cum se arată în carte, spumele de poliuretani au luat o dezvoltare foarte mare după introducerea metodei de expandare cu compuşi clorofluoruraţi (freoni), care permit reducerea conţinutului de izocianaţi, componenta scumpă a amestecului, astfel că se apropie ca preţ de spumele de polistiren.

Pentru fiecare clasă de spume se prezintă metoda de obţinere a polimerului, pregătirea amestecurilor de spumare, tehnologiile de spumare, tipurile principale de spume, proprietăţile şi domeniile principale de utilizare. Cartea se adresează în primul rînd prelucrătorului care execută transformarea polimerului în spumă, însă, cum multe tipuri se spumează la „faţa locului", cartea interesează şi pe cel care le aplică, în cazul nostru pe constructor. Cititorul american găseşte receptura de spumare, tipul de maşină necesar pentru cazul care îl interesează şi modul de lucru. Deoarece meterialele din receptură figurează cu marca de fabrică şi numărul din catalogul furnizorului, la fel ca pentru maşini, pentru cititorul din ţara noastră se pierde interesul aplicativ imediat al cărţii. Acesta însă poate folosi mai eficient tabelele cu caracteristici şi indicaţiile asupra domeniului de aplicaţie. Din acest punct de vedere, autorul se adresează în primul rînd arhitectului şi inginerului mecanic, prezentînd aplicaţiile, ca termoizolaţii atît pentru clădiri, cît şi pentru conducte, precum şi ca elemente structurale, în special ca panouri sandviş.

Tabloul 11.1 din capitolul de considerente economice permite o comparaţie rapidă între diferitele tipuri de spume, însă preţurile şi raporturile de preţuri nu sînt valabile pe piaţa europeană şi nu vor fi nici în ţara noastră, chiar cînd vom dispune de gama completă de spume. Comparativ, în ţara noastră, spumele de poliuretani vor fi aproximativ de 4 ori mai scumpe decît cele de polistiren, care la rîndul lor sînt puţin mai scumpe decît cele de uree formaldehidă şi costă aproximativ jumătate din preţul celor fenolice.

Din modul cum autorul repartizează diferitele faze între fabricantul de polimeri, prelucrători şi beneficiari, rezultă că, pentru a se ajunge la aplicaţii eficiente ale spumelor rigide în construcţii, trebuie să se organizeze echipe specializate în spumare, atît la faţa locului, cît şi în unităţi de prefabricare, problemă care se pune în prezent la noi în ţară pentru cele de polistiren.

Ing. Dan Costescu

Gyula Márkus

THEORIE UND BERECHNUNG ROTATIONSSYMMETRISCHER BAUWERKE

(Teoria şi calculul structurilor axial-simetrice)

Budapest, Akadémiai Kiadó, 1967
600 pag., 226 figuri

Structurile cu simetrie axială găsesc o largă aplicare într-o serie întreagă de construcţii industriale, edilitare, social-culturale, ceea ce justifică interesul de care s-au bucurat în literatura de specialitate.

Lucrarea de faţă, reprezentînd traducerea cărţii apărută în 1964 în limba ungară sub titlul „Körszimmetrikus szerkezetek elmélete és számitása", este remarcabilă prin modul ei variat de prezentare, atît în ce priveşte conţinutul, cît şi grafica.

Prin structuri axial-simetrice sînt înţelese şaibele şi plăcile circulare şi inelare, precum şi plăcile curbe subţiri de rotaţie. Toate aceste tipuri sînt studiate în carte, atît ca scurtă prezentare teoretică, cît şi ca culegere de formule, şi tabele şi abace auxiliare pentru calcul.

Problemele tratate sînt la nivelul cunoştinţelor şi concepţiilor actuale, înglobînd rezultatele din publicaţii recente.

Dintre problemele mai importante care ies din cadrul manualelor şi tratatelor obişnuite menţionăm: plăcile circulare pe mai multe reazeme (metoda transmiterii momentelor), plăci de grosime variabilă (cu profil hiperbolic, cu variaţie liniară şi exponenţială a grosimii), plăci pe mediu elastic.

Capitolul de plăci curbe subţiri începe printr-o explicare foarte clară a încărcărilor de luat în considerare, apoi se examinează teoria de membrană şi teoria încovoierii.

Sînt date tabele cu formule de calcul pentru cilindru, con, cupolă sferică (de grosime constantă sau variabilă), suprafețe afine și suprafețe oarecari. În afara unui număr mare de tabele cuprinzînd coeficienți de calcul pentru plăcile plane, sînt date tabele auxiliare de funcții Bessel-Thomson (care intervin la studiul plăcilor circulare pe mediu elastic, conul de grosime constantă și cilindrul de grosime variind liniar), funcții exponențiale amortizate. De asemenea numeroase abace ajută la stabilirea rapidă a momentelor în plăci circulare și a diferitelor mărimi secționale la cilindrii de grosime constantă cu diferite condiții de rezemare la capete.

Un număr de 28 de exemple de calcul ajută la mai buna înțelegere și la aplicarea ușoară a imensului material cuprins în lucrare.

Cartea reprezintă o contribuție deosebită la literatura plăcilor subțiri de rotație; ea dovedește a fi scrisă de un om experimentat, care a știut să răspundă nevoilor practice din munca de proiectare.

Dr. ing. Mircea Soare

Silvan Andrei

APA ÎN PĂMÎNTURILE NESATURATE

București, Ed. Tehnică, 1967, 204 pag.

Studiul aprofundat al relațiilor apei cu materia solidă în soluri și în rocile sedimentare, cunoscute în geotehnică sub numele de „pămînturi", este de actualitate și de importanță majoră în fizica modernă a solului și în mecanica pămînturilor.

Știința solului în care s-au definit fundamentele fizico-chimice ale acestor relații are în geotehnică un colaborator deosebit de valoros în rezolvarea problemelor în legătură cu apa în sol, în ingineria construcțiilor, studiul celei mai mari părți din aceste probleme — puse în special de exigențele față de „pămînturile" purtătoare de fundații — fiind urgent reclamat, cu rezolvări cantitative precise, matematice, pentru asigurarea solidității și durabilității marilor construcții.

Astăzi, în știința solului și în mecanica pămînturilor, aceste probleme sînt abordate de pe pozițiile cele mai înaintate ale termodinamicii moderne, ale fizicii și chimiei fizice a solului și a *„pămîntului"*, ținîndu-se seamă de interacțiunile complexe dintre apă și materia solidă a solului, respectiv a pămînturilor, care condiționează reținerea și circulația apei în aceste medii fizico-chimic foarte diverse.

În domeniul geotehnicii din țara nastră aceste probleme au fost abordate și în măsură însemnată studiate de către inginerii constructori, între care, în mod deosebit s-a distins prin natura preocupărilor, dr. ing. Silvan Andrei, conferențiar la Institutul de construcții.

După numeroase lucrări — la înalt nivel științific — inginerul S. Andrei a prezentat (1963) o valoroasă teză de doctorat, cu titlul „Drenarea apei din pămînturile cu granulație fină", iar în 1967, lărgind și aprofundînd mai departe preocupările, a elaborat lucrarea mai complexă care face obiectul acestei recenzii.

Apa în pămînturile, solurile și alte corpuri poroase nesaturate pune probleme cu aspecte în mare parte deosebite și se pretează mai greu la rezolvări cantitative decît problemele puse de apa în corpurile poroase saturate. Aceste probleme — care formează obiectul de preocupare deosebit de activă în fizica modernă a solului și în mecanica pămînturilor — sînt abordate cu multă competență de autorul român în lucrarea de care ne ocupăm.

Pentru știința solului, ecologia vegetală, tehnica folosirii judicioase și a ameliorării solului, ca și pentru geotehnică, problemele apei în sol sînt de prim ordin de importanță, în perfect acord cu afirmația profesorului H. Winterkorn (Princeton University), după care „mișcarea apei în sistemele poroase reprezintă poate fenomenul cel mai plin de consecințe pentru viața și activitatea umană". Interesul crescut din ultima vreme față de problema apei în corpurile hidrofile își găsește expresia în bogata literatură de specialitate și în numărul mare de manifestări internaționale cu tematică din acest domeniu și în comunicările prezentate la congresele internaționale din domeniul științei solului, al hidrogeologiei, al mecanicii pămînturilor și lucrărilor de fundații, al materialelor de construcții, al tehnicii uscării ș. a.

Lucrarea de care ne ocupăm prezintă o sinteză a problemelor privind apa în pămînturi, soluri și alte materiale poroase nesaturate, împreună cu concepțiile și rezultatele cercetărilor autorului în această materie. Conținutul lucrării se poate schița astfel:

Cap. I — Fazele constituente ale pămîntului — Se tratează pe rînd faza lichidă, faza gazoasă și cea solidă în accepțiunile moderne asupra constituției acestora.

Cap. II — Raporturile dintre fazele constituente ale pămîntului — Se prezintă mai întîi indicii simpli ce caracterizează aceste raporturi (umiditate, grad de umiditate, porozitate, indicele golurilor, greutatea volumetrică) și se arată avantajele abacei lui Terracina pentru urmărirea ușoară a variației dependente a acestor proprietăți. În partea a doua a capitolului se prezintă o interesantă sinteză a cunoștințelor asupra interacțiunii dintre fazele constituente ale pămîntului, cu noțiunile necesare din fizica fenomenului de suprafață.

Cap. III descrie formele de apă din „pămînt" și sol, plecîndu-se de la criteriul energiei de legătură, precum și indicii hidrici folosiți curent în mecanica pămînturilor și în fizica solului.

Cap. IV și V se ocupă cu procedeele folosite pentru caracterizarea cantitativă a intensității interacțiunii dintre apă și faza solidă, prin folosirea căldurii la umezire, a izotermelor de sorbție-desorbție și a sucțiunii. Semnalăm în mod deosebit expunerea bazelor termodinamice ale teoriei sucțiunii, prezentarea curbelor pF. w. (sucțiune-umiditate) pentru principalele tipuri de materiale poroase hidrofile, precum și a metodelor și aparaturii pentru determinarea sucțiunii. De asemenea, se tratează aplicațiile sucțiunii la aprecierea capacității de reținere și cedare a apei, a capacității de drenare a pămînturilor, la determinarea distribuției porilor pe dimensiuni și a altor însușiri de importanță pentru lucrările de construcții.

În încheierea capitolului se prezintă concepția originală a autorului privind schimburile de energie aferentă modificărilor umidității materialelor hidrofile, cu care ocazie se definesc noțiunile de lucru și putere specifică de drenare-umezire.

Cap. VI este consacrat presiunii apei din porii pămîntului, arătîndu-se importanța problemei pentru construcții, metodele folosite pentru măsurarea acestei presiuni și aplicațiile acesteia.

Cap. VII, dedicat mișcării apei prin pămînt, începe printr-o analiză a factorilor care condiționează această mișcare, arătîndu-se analogia cu transportul de căldură, electricitate și săruri. Pe această bază se prezintă ecuația de difuziune a presiunii apei din pori, se definesc condiții inițiale și de margine și se arată căile de rezolvare a acestei ecuații. În continuare se descriu metodele pentru determinarea coeficienților de conductivitate hidraulică și difuzivitate, insistîndu-se asupra metodei folosite de autor. Sfîrșitul capitolului este consacrat aplicațiilor pe care le au legile de mișcare a apei prin pămînturile nesaturate la drenarea apei, procesele de infiltrație, evaporare etc.

Cap. VIII, dedicat fenomenelor de umflare-contracție, începe cu expunerea mecanismului de producere a acestor fenomene, subliniindu-se cu această ocazie unitatea și interdependența dintre cele două aspecte ale fenomenului: presiune de umflare (contracție — deformație). În continuare se prezintă metodele utilizate în prezent pentru studierea separată a celor două aspecte, ajungîndu-se la concluzia necesității cuprinderii lor simultane, pornindu-se de la interpretarea energetică a fenomenelor de umflare-contracție. În ultima parte a capitolului se arată importanța fenomenelor de umflare-contracție pentru proiectarea și executarea rațională a fundațiilor.

În ultimul capitol, consacrat influenței umidității asupra proprietăților pămînturilor, după ce se face o scurtă trecere în revistă a cercetărilor anterioare, se expun rezultatele unor cercetări originale ale autorului privind modul de studiere a influenței simultane a stării de umiditate și de îndesare asupra proprietăților mecanice și hidrice ale pămînturilor nasaturate.

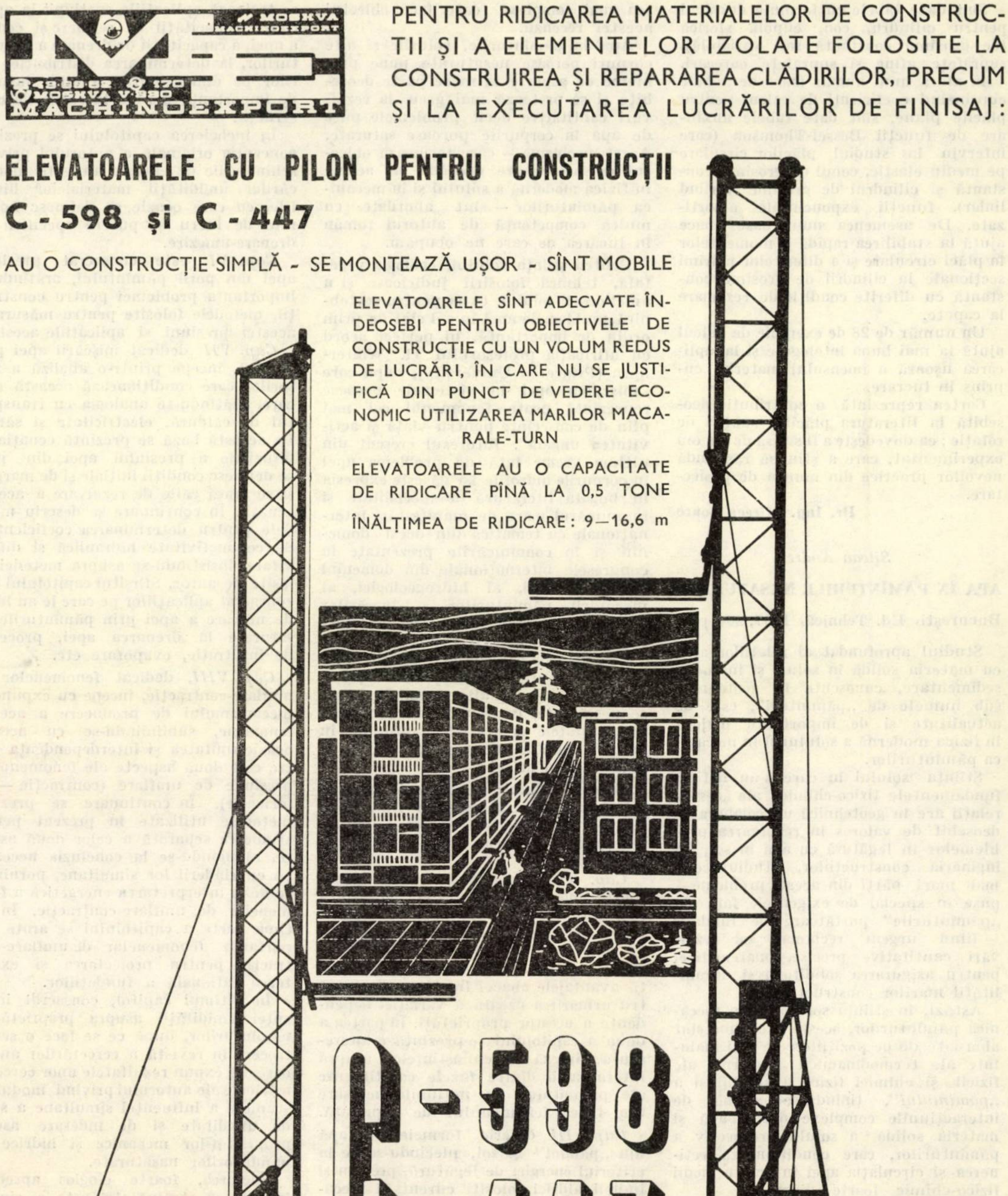
Lucrarea, foarte elogios apreciată în țară și străinătate, este o sinteză prețioasă a cunoștințelor de fizică modernă a solului și a pămînturilor de interes în construcții.

De aceea, ea însăși se recomandă ca deosebit de utilă cercetătorilor pedologi și proiectanților din construcții, inclusiv acelora de hidroameliorații.

Autorul merită felicitări pentru această lucrare de prestigiu internațional și pentru serviciile aduse prin ea fizicii solului și pămîntului.

Prof. dr. Const. D. Chiriță
Membru corespondent al Academiei R.S.R.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1983



MOSKVA
MACHINOEXPORT

PENTRU RIDICAREA MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII ŞI A ELEMENTELOR IZOLATE FOLOSITE LA CONSTRUIREA ŞI REPARAREA CLĂDIRILOR, PRECUM ŞI LA EXECUTAREA LUCRĂRILOR DE FINISAJ:

ELEVATOARELE CU PILON PENTRU CONSTRUCŢII

C-598 şi C-447

AU O CONSTRUCŢIE SIMPLĂ – SE MONTEAZĂ UŞOR – SÎNT MOBILE

ELEVATOARELE SÎNT ADECVATE ÎNDEOSEBI PENTRU OBIECTIVELE DE CONSTRUCŢIE CU UN VOLUM REDUS DE LUCRĂRI, ÎN CARE NU SE JUSTIFICĂ DIN PUNCT DE VEDERE ECONOMIC UTILIZAREA MARILOR MACARALE-TURN

ELEVATOARELE AU O CAPACITATE DE RIDICARE PÎNĂ LA 0,5 TONE

ÎNĂLŢIMEA DE RIDICARE: 9–16,6 m

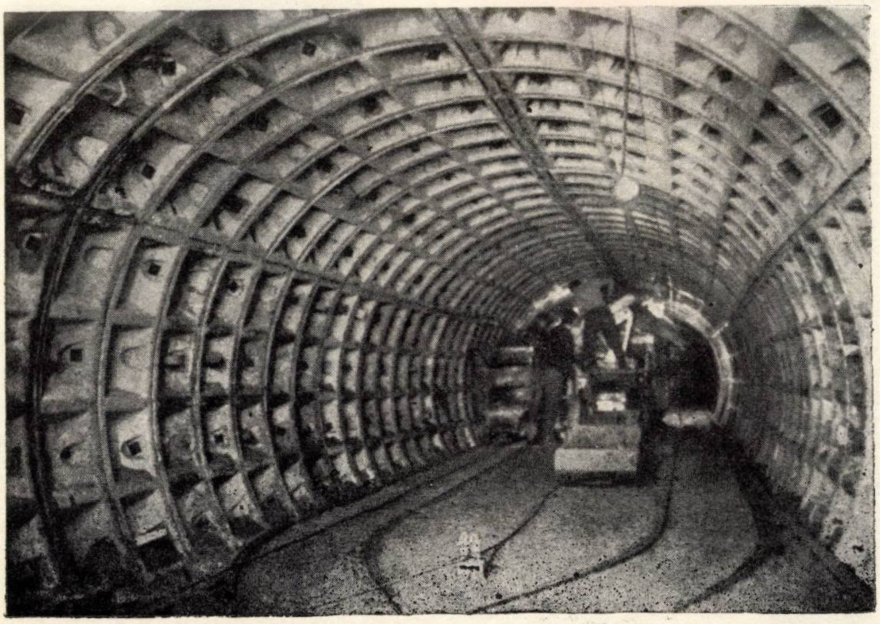
PUBLICOM

Exportator: I. S. C. E. „Maşinoexport"

U.R.S.S., Moscova B – 330 Telex: 170

**CONSILIUL POPULAR
AL MUNICIPIULUI
BUCUREȘTI**

DIRECȚIA GENERALĂ CONSTRUCȚII-MONTAJE



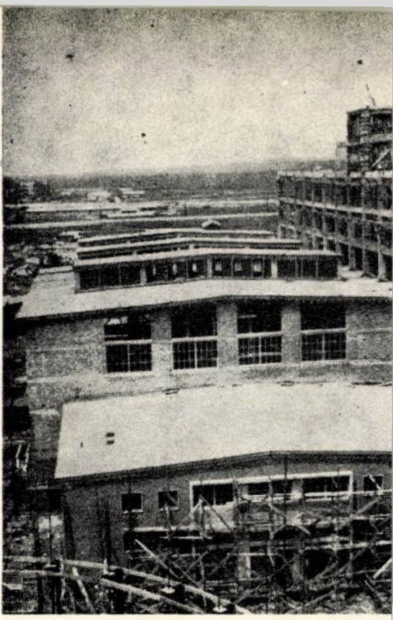
Execută:

* construcții de locuințe
* construcții social-culturale
* construcții industriale
* construcții de drumuri și poduri
* construcții hidrotehnice
* confecții metalice

Bd. Gh. Gheorghiu-Dej nr. 27

ÎNTREPRINDEREA 3 IZOLAȚII

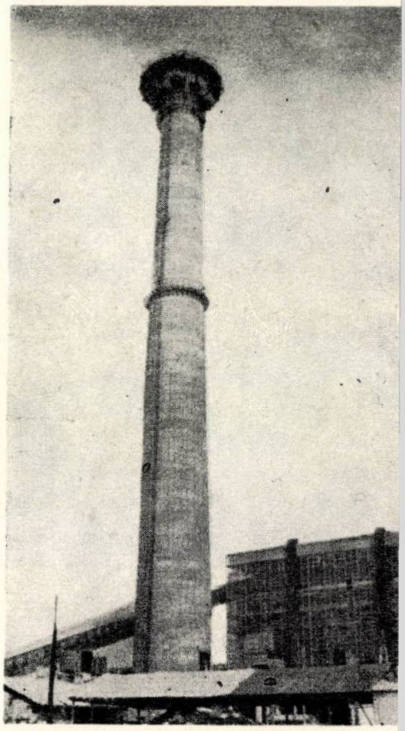
BUCUREȘTI, CALEA GRIVIȚEI 136

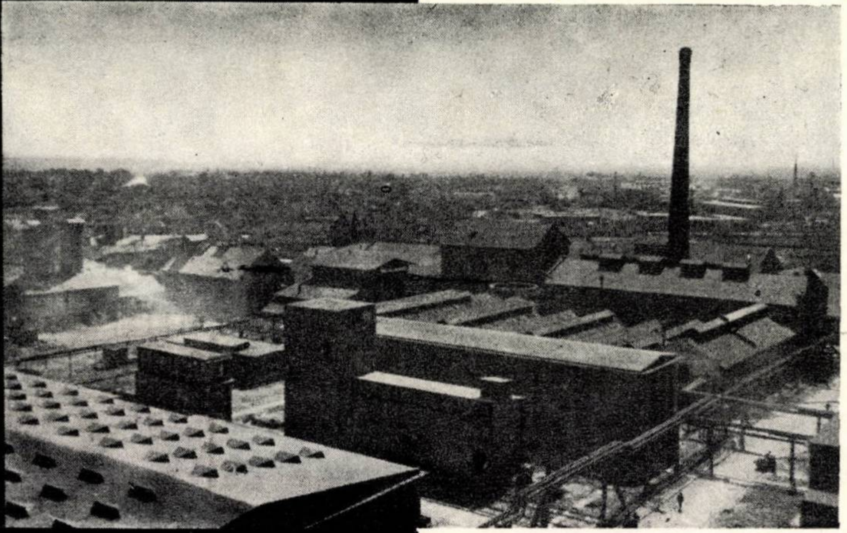


Execută lucrări de izolații

HIDROFUGE

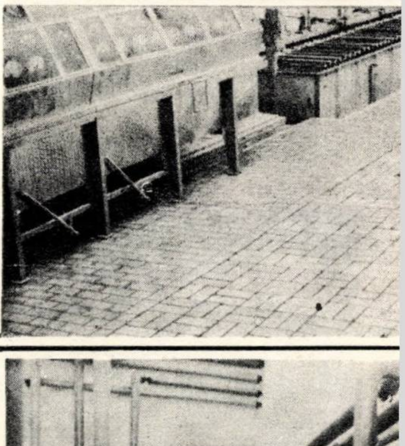
TERMICE





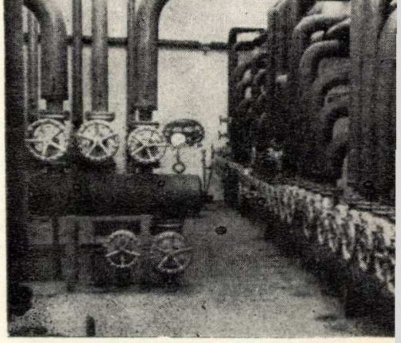
ANTICOROSIVE

FRIGORIFICE



COȘURI INDUSTRIALE

ȘAMOTAJE



Întreprinderea 3 Izolații — întreprindere de specialitate din cadrul M. I. C. - D. G. C. M. - vă stă la dispoziție, cu îndelungata sa experiență în acest domeniu, pentru proiectarea și executarea lucrărilor de izolații hidrofuge, termice. anticorosive, frigorifice, șamotări și coșuri industriale.

Asigurăm calitatea perfectă a lucrărilor prin executarea lor cu personal de specialitate.

The Insulations Enterprise No. 3 — a specialized unit under the Ministry of the Building Industry — places at your disposal its long-standing experience in this field for the design and execution of hydrofuge and thermal insulations, anticorrosive protections, and antifreezing coatings; chamotte laying; industrial chimneys.

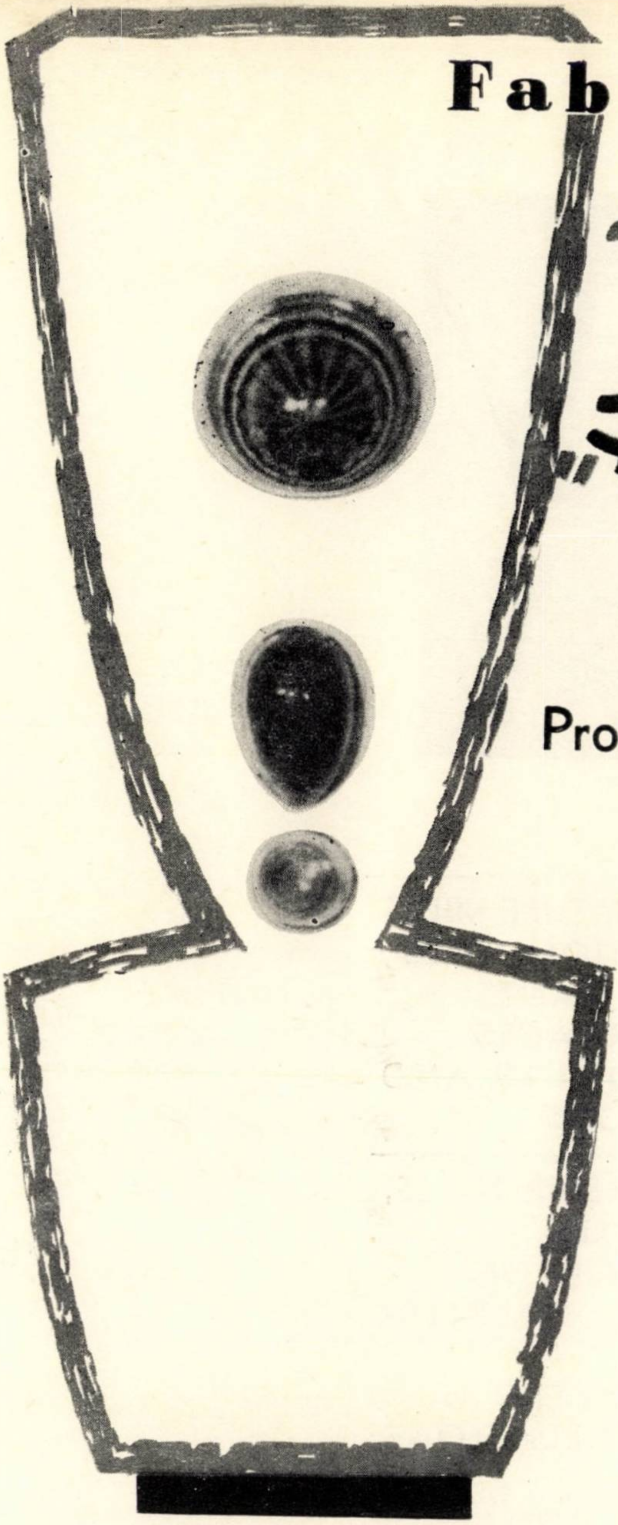
Our specialized staff ensures the perfect quality of the works executed.

L'Entreprise No. 3 d'Isolations — entreprise spécialisée du Ministère de l'Industrie du Bâtiment — met à votre disposition sa longue expérience dans ce domaine pour l'établissement de projets et l'exécution d'ouvrages d'isolations hydrofuges, thermiques, anticorrosives et anti-gel; de chamottages et de cheminées industrielles.

Notre personnel spécialisé assure la parfaite qualité des ouvrages exécutés.

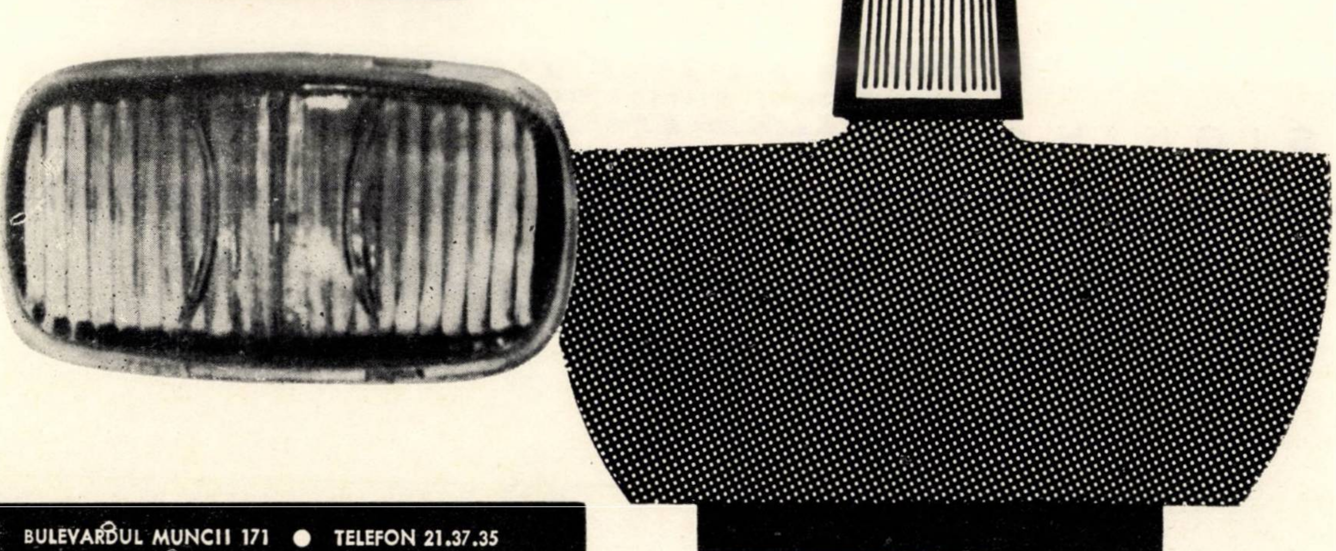
Fabrica de sticlărie

„București"



Produce şi oferă
pe bază de repartiţie:

- Dispersoare colorate pentru auto şi tablouri de comandă
- Filtre din sticlă pentru protecţie
- Flacoane de parfum
- Piese decorative din sticlă



BULEVARDUL MUNCII 171 ● TELEFON 21.37.35

SECTION, SHEET AND TUBE MILLS
ROLL-FORMED SECTION LINES
GALVANIZING PLANTS
INDUSTRIAL FURNACES
INDUSTRIAL BUILDINGS AND
INSTALLATIONS

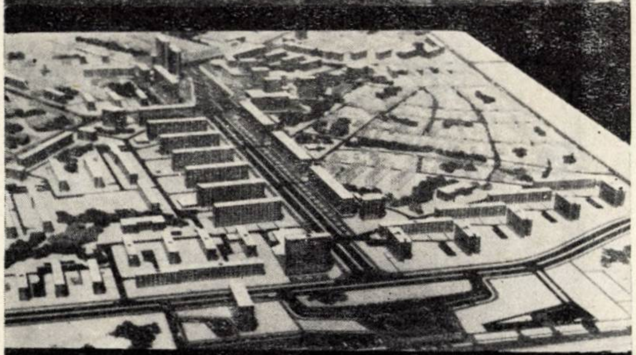
LAMINOIRS À ACIERS PROFILÉS,
TÔLES ET TUBES
LIGNES DE PROFILAGE
INSTALLATIONS DE GALVANISATION
FOURS INDUSTRIELS
BÂTIMENTS ET INSTALLATIONS
INDUSTRIELS

INSTITUTUL
PENTRU PROIECTARI
DE LAMINOARE
IPL

DESIGNING
CONSULTIN
KNOW-HOW
ENGINEERING

64, BULEVARDUL REPUBLICII — BUCAREST — ROUMANIE
Téléphone · 16.70 10 ● Télex: 357 ● Télégrammes: IPROLAM

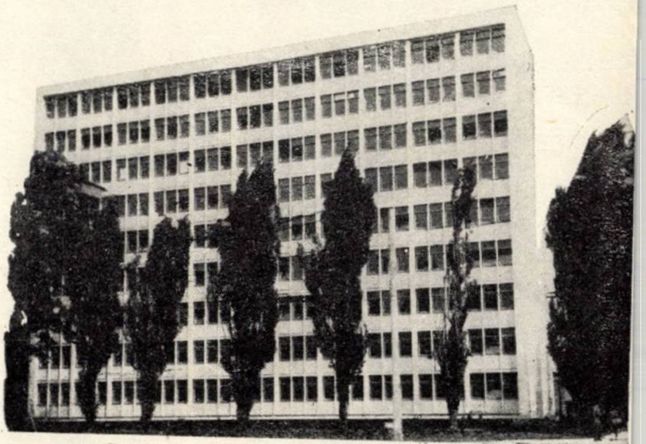
ORSZ. [illegible] KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883



DIRECȚIA DE SISTEMATIZARE, ARHITECTURĂ ȘI PROIECTAREA CONSTRUCȚIILOR — BRAȘOV

THE DEPARTMENT FOR PLANNING, ARCHITECTURE AND BUILDING DESIGN — BRAȘOV

ELABOREAZĂ STUDII ȘI DOCUMENTAȚII TEHNICE PENTRU: construcții civile ● lucrări de interes turistic: hoteluri, cabane, teleferice, teleschiuri, campinguri, moteluri etc. ● rețele tehnico-edilitare și căi de comunicații ● studii topografice și geotehnice ● sistematizarea zonelor urbane

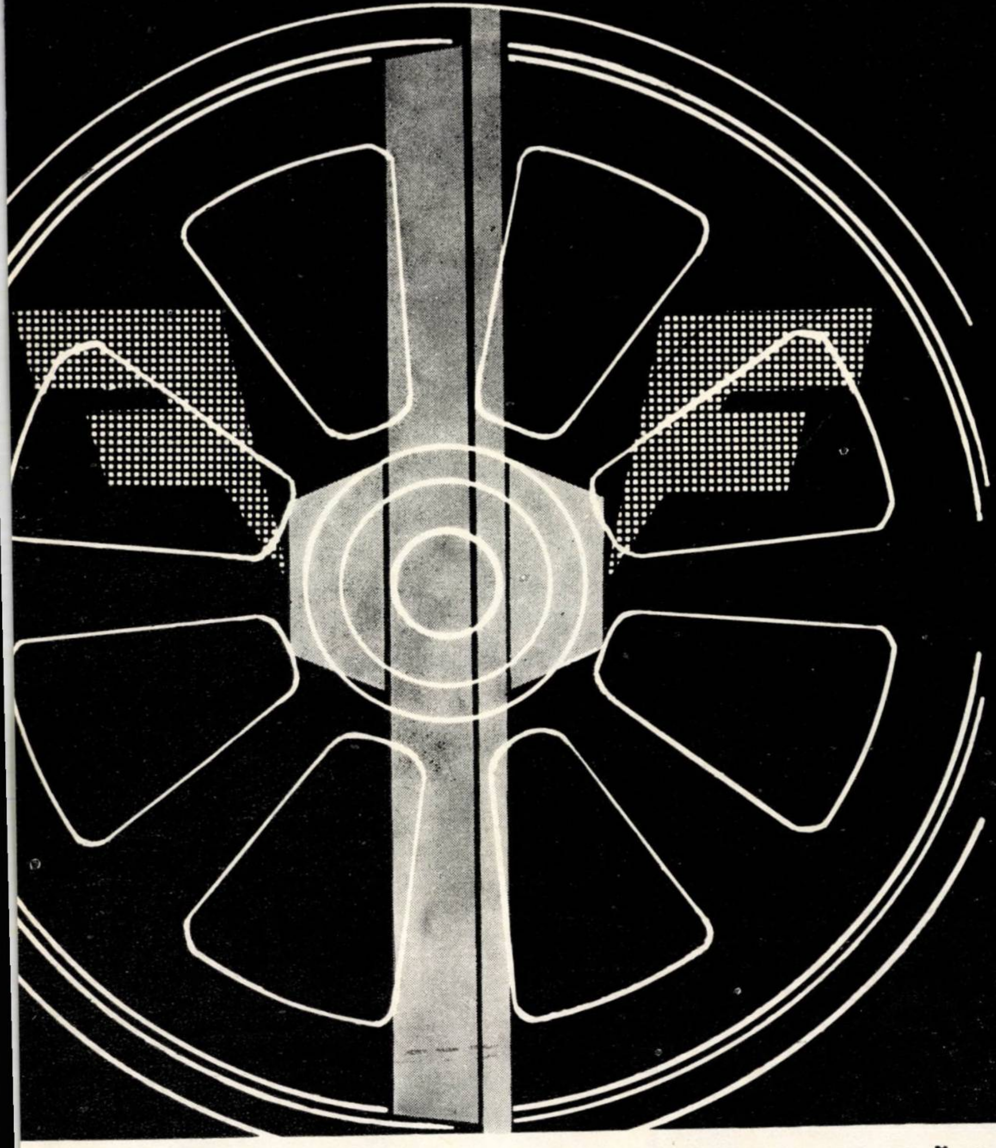


CARRIES OUT RESEARCH AND DRAWS UP TECHNICAL DOCUMENTATIONS CONCERNING: civil engineering ● works of tourist's interest such as hotels, chalets, ropeways, teleskis, campings, motels, a.o. ● technical-municipal networks and lines of communication ● topographical and geotechnical surveys ● planning of urban areas

DSAPC
BRASOV

Brașov ○ Str. Karl Marx Nr. 23

IPCF



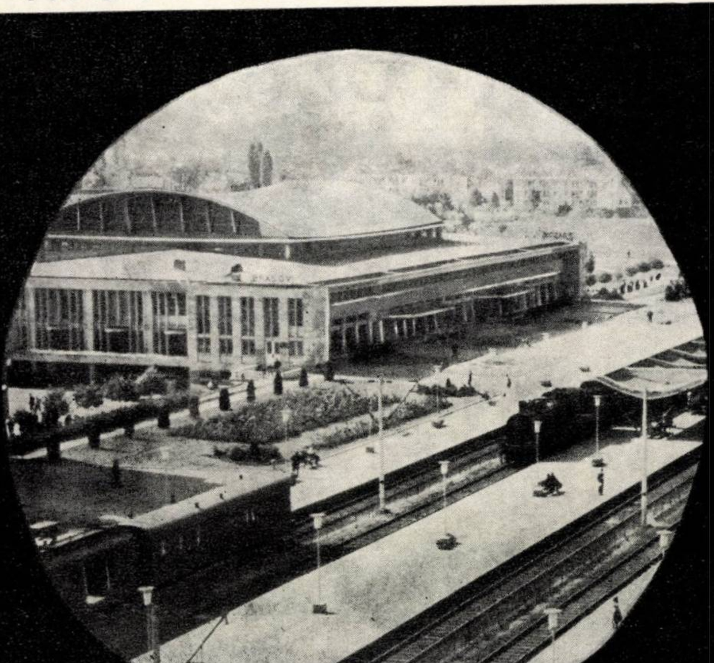
Întocmește proiecte de căi ferate de ecartament normal (1435 mm) și ecartament îngust (1000 mm și 760 mm), respectiv:

- — căi ferate noi simple sau duble;
- — reconstrucția și modernizarea căilor ferate existente;
- — dublarea căilor ferate existente.

Documentația tehnică ce se întocmește pentru executarea unor astfel de lucrări se bazează pe studii tehnico-economice aprofundate precum și pe studii de teren corespunzătoare: tehnico-geologice, geotehnice, hidrologice și topografice.

Proiectele de execuție cuprind: infrastructura (terasamente, podețe, poduri, viaducte, consolidări etc.), suprastructura căii (linii, schimbătoare de cale, traversări etc.), clădiri și instalații feroviare, instalații de centralizare și telecomunicații, precum și orice alte construcții sau instalații necesare transporturilor feroviare.

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI CĂI FERATE

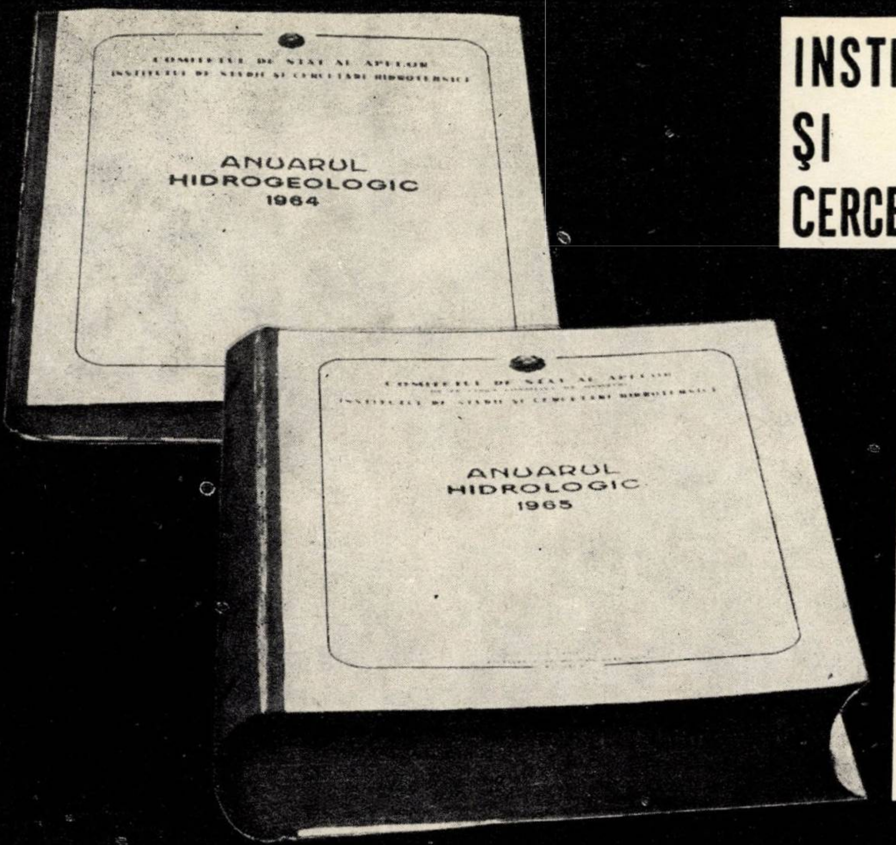


BUCUREȘTI

B-dul DINICU GOLESCU 38

(PALATUL C.F.R.)

TEL. 18.48.44 și 18.26.10


ANUARUL
HIDROGEOLOGIC
1964
ANUARUL
HIDROLOGIC
1965

INSTITUTUL DE STUDII
ŞI
CERCETĂRI HIDROTEHNICE

a editat recent:

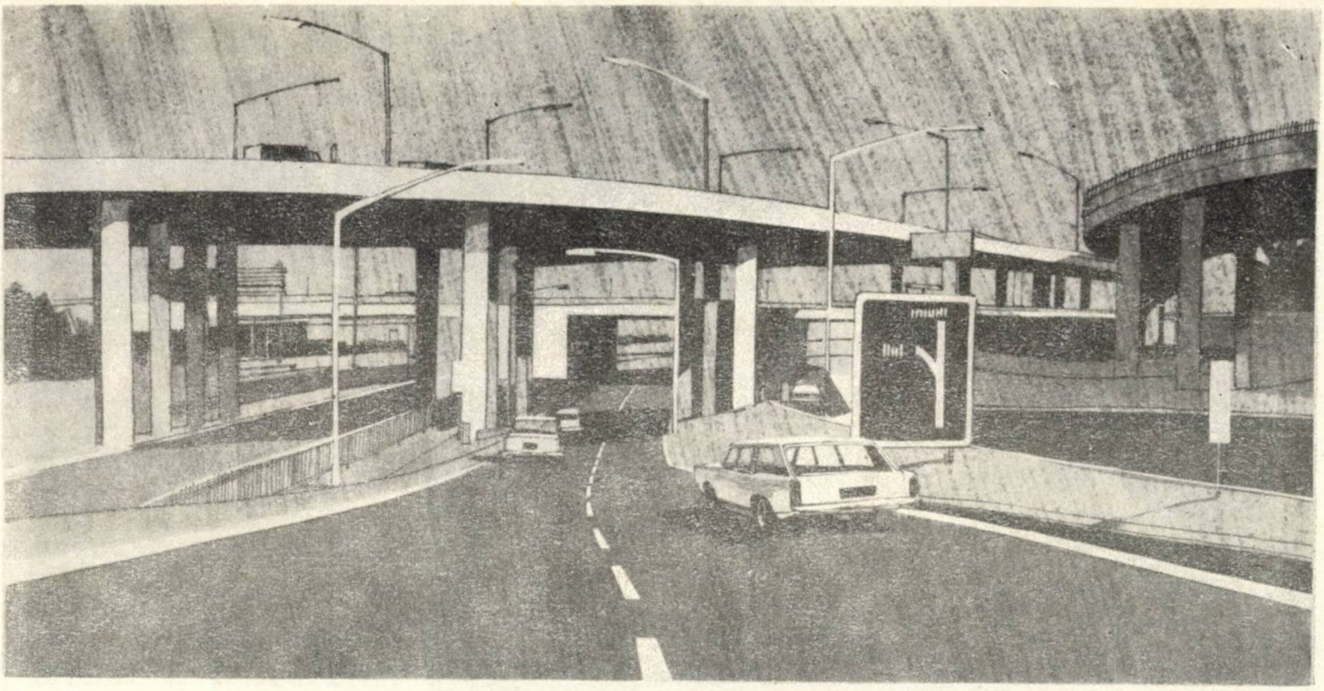
Anuarul hidrologic 1965
(lei 285 exemplarul)

Anuarul hidrogeologic 1964
(lei 109 exemplarul)

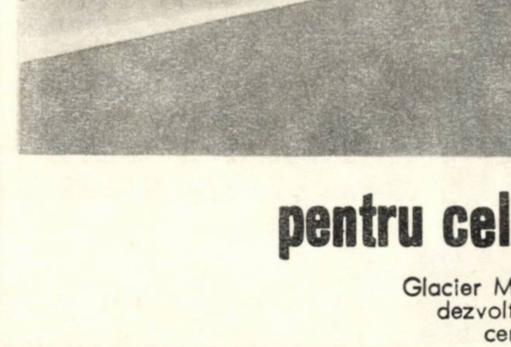
Dunărea
între Baziaş şi Ceatal Izmail
Monografie hidrologică
(lei 47 exemplarul)

Lucrările pot fi obţinute de la Serviciul documentare ştiinţifică al institutului, Splaiul Independenţei 294 (tel. 17.61.80, int. 132), cu plata în numerar sau prin virament, zilnic între orele 12—14.

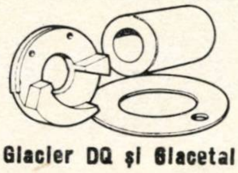
DUNAREA
intre
BAZIAŞ şi CEATAL IZMAIL
monografie hidrologica
DUNAREA INTRE BAZIAŞ ŞI CEATAL IZMAIL



pentru cele mai avansate concepţii actuale...

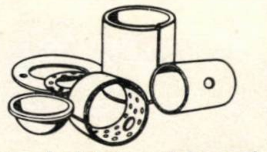


Glacier Metal Company se află în primele rînduri în ce priveşte proiectarea şi dezvoltarea lagărelor. Poziţia aceasta şi-a păstrat-o printr-o muncă susţinută de cercetare. Tehnologii firmei Glacier au reuşit să pună la dispoziţia unităţilor industriale din întreaga lume o gamă largă de tipuri şi materiale noi bazate pe o cercetare atentă a problemelor legate de dezvoltarea viitoare a lagărelor. Produsele dezvoltate de laboratoarele firmei Glacier constituie cea mai completă gamă posibilă de lagăre; ele sînt fabricate şi distribuite pe plan mondial prin intermediul unei reţele alcătuite din peste 130 de unităţi titulare de brevete, filiale şi agenţi. **Lagăre de alunecare Glacier.** Gama de lagăre de alunecare de dimensiuni reduse şi de randament ridicat produse de firma Glacier se bazează pe caracteristicile unice materialului uscat pentru lagăre Glacier DU, dezvoltat de firma Glacier, în care rezistenţele mecanice ridicate se îmbină în mod armonios cu frecarea extrem de redusă a PTFE. În contact cu oţelul inoxidabil, Glacier DU prezintă un coeficient de frecare extrem de redus şi poate prelua eforturi de compresiune considerabile. Tipurile standard permit deplasări în toate direcţiile şi necesită totodată un minimum de întreţinere pe întreaga durată de serviciu a elementului. În numeroase cazuri sînt necesare lagăre de un tip special; de aceea firma Glacier a proiectat o gamă largă de tipuri de lagăre, capabile să satisfacă cele mai variate cerinţe. Experienţa acumulată este pusă gratuit la dispoziţia clientelei. Lagărele de alunecare produse de firma Glacier au fost utilizate cu succes la reducerea eforturilor dezvoltate în poduri, tunele, şosele, planşee şi acoperişuri, rezervoare de presiune de mare capacitate, rezervoare de înmagazinare, conducte, schimbătoare de căldură, preîncălzitoare de aer, turbine, alternatoare şi maşini de cele mai variate tipuri.



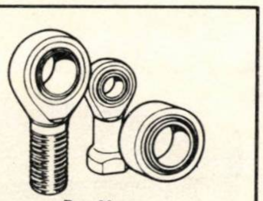
Glacier DQ şi Glacetal

Glacier DQ – o îmbinare a proprietăţilor lagărelor mecanice şi a celor uscate. Se livrează sub formă de piese turnate sau fasonate, bare sau tuburi. Glacetal – lubrifiantul de mare eficienţă pentru şaibe de presiune şi alte elemente similare.



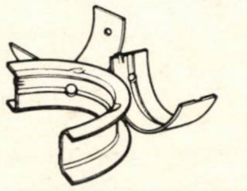
Bucşe izolate, emisfere şi şaibe de presiune standard

Produse din plumb sau bronz cu căptuşeală de oţel, în diametre de stoc de la 3 mm la 120 mm. Tipul Glacier DU fără lubrefiere şi tipul Glacier DX lubrefiat.



Dualign

Lagăre sferice şi capete de tijă. Elemente cu performanţe ridicate, rezistente la coroziune, insensibile la murdărie, praf şi cele mai diverse fluide.



Lagăre reticulare din tablă de aluminiu pentru maşini

Lagăre perfect echilibrate, de mare rezistenţă, destinate motoarelor cu benzină sau motorină.

Manuale pentru proiectanţi se trimit la cerere

...cele mai avansate tipuri de lagăre

GLACIER

1967

THE ASSOCIATED ENGINEERING GROUP

THE GLACIER METAL COMPANY LIMITED · ALPERTON · WEMBLEY · MIDDLESEX

Publicom

1883

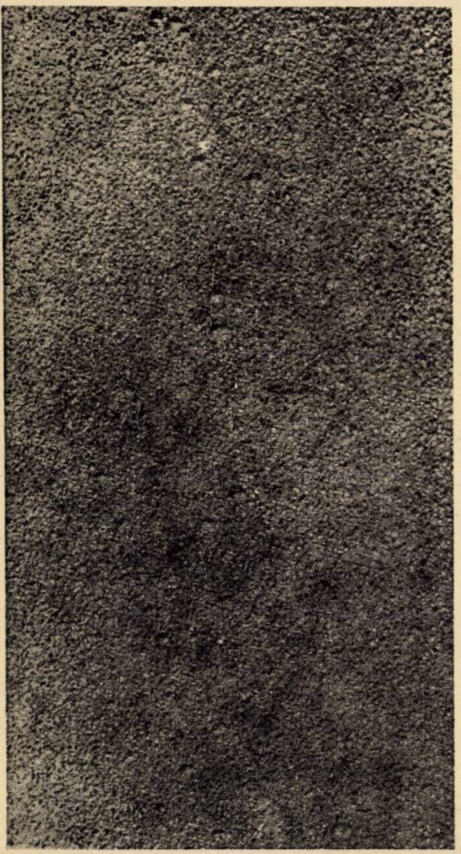
M.I.C. — DIRECŢIA GENERALĂ A PREFABRICATELOR

BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT

INTREPRINDEREA DE PREFABRICATE DIN
BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT

DOICEŞTI Judeţul Dîmboviţa — telefon 18

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ FE BAZĂ DE REPARTIŢIE:



– PLACI TERMOIZOLANTE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,5 t/m^3)

■ **Dimensiuni :**
498 × 240 × 63 mm
498 × 240 × 83 mm
498 × 240 × 100 mm
498 × 240 × 120 mm

– PANOURI MARI SLAB ARMATE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

■ **Dimensiuni :**
5890 × 1200 – 1360 × 240 mm

– BLOCURI MICI DE ZIDARIE DIN BETON AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

■ **Dimensiuni :**
498 × 193 × 240 mm

La cerere se pot produce şi alte sortimente în baza acordului dintre furnizor şi beneficiar.

Datorită proprietăţilor sale remarcabile :
- greutate redusă
- prelucrare uşoară
- rezistenţă bună la compresiune
- rezistenţă la îngheţ-dezgheţ
- rezistenţă termică şi fonică foarte bună
- eficienţă economică

Betonul celular autoclavizat este folosit la executarea pereţilor exteriori şi interiori, portanţi şi neportanţi, la izolarea termică a panourilor de perete cu trei straturi, a teraselor şi acoperişurilor, a planşeelor ce separă spaţiile încălzite de cele reci, la clădirile de locuit, social-culturale, industriale şi agrozootehnice.

INDUSTRIALEXPORT

**SOCIÉTÉ ROUMAINE D'ÉTAT
POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR**

execute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttieres pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

Pour informations et offres s'adresser à ISCE INDUSTRIAL EXPORT 2, Rue Gabriel Péri, Bucarest — ROUMANIE Téléphone : 116 -- Telex: 216; Télégrammes : INDEXPORT

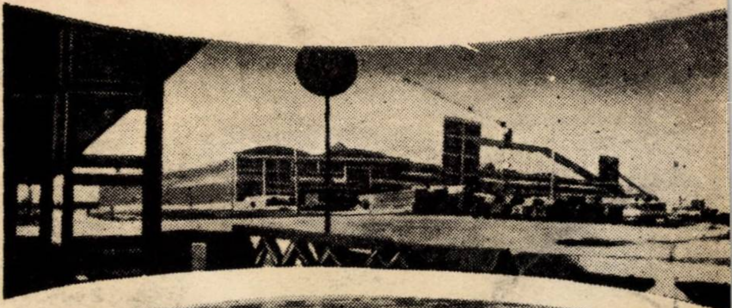
1968 SEP 25

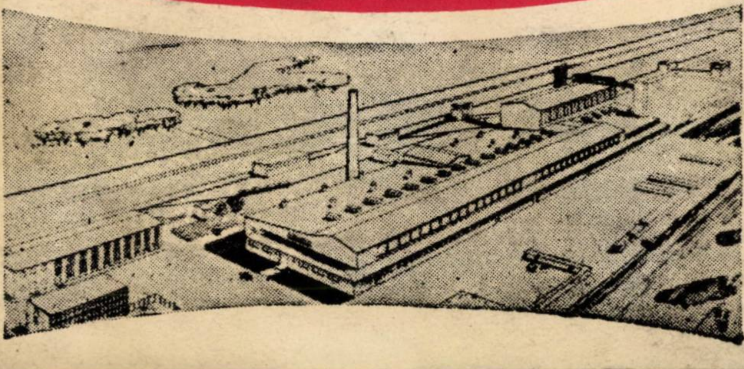
**ROMANIAN STATE ENTERPRISE
FOR FOREIGN TRADE**

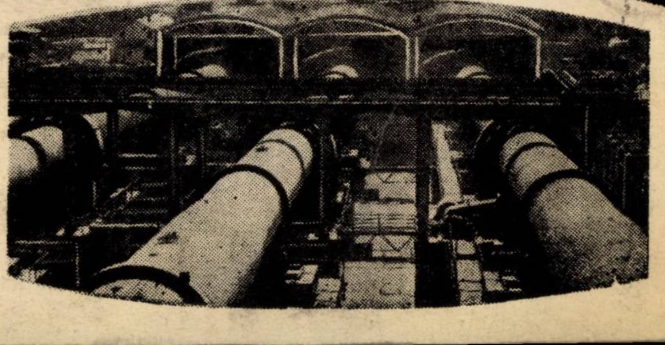
supplies

- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a. s. o.), expanded clay factories.
- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a. s. o.). For further information and offers apply to ISCE INDUSTRIALEXPORT 2, Gabriel Péri Street Bucharest — ROMANIA Telephone: 116 — Telex: 214; Cables : INDEXPORT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA







1968 7

REZERVA
R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

E1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

7

1968

VOLUMUL 20, Nr. 7

IULIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

V. BALĂU
Montajul prizei de aer de la C.I.C. Turnu Măgurele 337

C. LEONTE, C. MIHAI, A. MIHUL
Plăci subţiri prismatice lungi de beton armat folosite la reconstruirea acoperişului unei săli de spectacole 344

N. BORZA, V. BRĂTESCU, M. DELEANU; ş.a.
Consideraţii privind comportarea îmbinărilor la elementele de beton armat prefabricat asamblate prin sudură în cochilie a armăturilor 347

V. DASCĂLU
Consideraţii privind stabilirea efortului de control în armătura postîntinsă 354

I. MOICEANU
Utilaje de mecanizare pentru prelucrarea armăturilor de oţel-beton- 362

T. GH. IONAŞCU
Consideraţii asupra vibratoarelor folosite la compactarea maselor de nisip 366

ŞT. GEORGESCU
Influenţa inerţiei termice în proiectarea elementelor de construcţie 371

ŞT. VINTILĂ
Calculul vitezelor optime de circulaţie ale agenţilor termici în schimbătoarele de căldură în contracurent

N. N. DRĂGHICI
Avantajele încălzirii prin radiaţie a halelor industriale 381

NOTE

A. MIHUL, ŞT. ENESCU, V. GHERMAN
Fundaţii din panouri asamblate prin precomprimare 384

CRONICA

RECENZII

EXPOZIŢII

DOCUMENTARE

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacţia 13.98.80 ; Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii“ şi „Arhitectura“ – Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul : Întreprinderea Poligrafică „Informaţia" – Bucureşti. c. 5423.

SUMMARY

V. BALĂU : Mounting of an air intake at the Turnu Măgurele Chemical Works

The project for mounting the air intake solved all the organizational and management problems.

The article describes the preparatory work required for mounting and pre-assembling the air intake, the mounting technique as well as the mounting equipment utilized.

It equally shows how the available mechanical equipment was utilized to the largest possible extent even at considerable height according to the most up-to-date mounting techniques.

Simple lifting and assembly devices were specially conceived and built for working at considerable height ; application of an up-to-date idea – mounting of fully equiped structural parts – enabled the contractor to develop a fast but safe building pace.

C. LEONTE, C. MIHAI and A. MIHUL ; Long. prismatic thin plates of reinforced concrete used in the reconstrction of the roof of a picture palace

Following the deter ioration of the wooden lattice girder roof of a pictur polace in Jassy, it was replaced by a new roof of reinforced concrete. At the same time, the whole structure was consolidated, and the interior modernized.

N. BORZA, V. BRATESCU, M. DELEANU, M. SPÎNOCHE, M. WEISSENBERG : Reflections on the behaviour of prefabricated reinforced concrete elements jointed together by welding the reinforcing bars in shells

This procedure of welding in shells, specially conceived for jointing together large-size prefabricated components is now widely in use and constitutes in several countries the only utilized procedure.

For a better knowledge of the real behaviour of a structure made of prefabricated components assembled by welding the reinforcing bars in a shell, and for extending this procedure in Romania, specially conceived tests were carried out on monolithically jointed structures ; these tests observed the realities prevailing in this country with reference to materials and building techniques.

The authors of the article describe the research work and the tests carried out and how the results obtained should be interpreted.

V. DASCĂLU ; Some considerations on the assessment of test stresses in post-tensioned reinforcements

The author gives an analysis of the accuracy offered by the various procedure used to assess test stresses developed in post-tensioned reinforcements.

He establishes that the mechanical determination of the ultimate elongation value, obtained by extrapolating the first reading level recorded in the prestressing sheet, may lead to large departures from the actual values owing to the great reading errors yield by the pressure gauges currently used and also owing to the importance of the percentual coefficient of friction within the presses at low pressure values of the press driving fluid.

As a consequence, the author suggests that the elongation value be determined on the basis of a graphical representation combined with the extrapolation of the full elongation diagram, which could permit to reach a higher accuracy in tracing the zero point.

I. MOICEANU ; Small-mechanization equipments for steelconcrete reinforcements

Studies carried out at the Prefabricated Elements Works at Brașov with the purpose to asses the optimal scientific organization of the production process have resulted in the necessity of mechanizing the operations pertaining to the technologic process of reinforcement member processing, which was still carried out manually.

The author presents six machines built at the Prefabricated Elements Works in Brașov and destined to help mechanization of technologic operations carried out on steelconcrete reinforcements.

GH. IONAȘCU ; Considerations on the vibrators used in sand mass compactation

After a brief presentation of compactation means produced in Romania and of the prospects related to the production and exploitation of vibrating compactation means, the author gives some details on the compactation equipment parameters (accelerations, frequencies, vibration amplitudes, vibrator pressures on the earth, displacement speed) and on the way they affect the earth compactation through vibrating procedures.

The experimental data, presented in a graphical form, enable the author to derive the optimal values for the vibration acceleration, amplitudes andfrequencies when compacting sand with various coefficients of non-uniformity

ȘT. GEORGESCU ; Influence of thermal inertia in the design of structural members

The author considers the effect of thermal inertia in the design of structural members, walls and roofs. The goal aimed at is to simplify the calculations through the introduction of diagrams plotted for standard cases more frequently used in practice, such graphs permitting the direct determination of inertia capacity and thermal strength, with no calculations involved.

The diagrams presented allow for an easy and quick determination of damping coefficients thus eliminating the cumbersome calculations required by the international prescriptions in standardized cases.

ȘT. VINTILĂ ; Calculation of thermal agents optimal circulation speeds in counter flow heat exchangers

The author describes a new method for estimating, both from an economic and a technical point of view, the optimal circulation speeds for the thermal media in counter-flow heat-exchangers, with minimal investment and operation costs.

The general method presented is particularized for the IPB heat-exchangers, mots frequently used in thermal stations of central heating plants ; it is illustrated by an example of calculation.

The method allows for a full standardization of counterflow heat-exchangers with due consideration given to thermal, hydraulic and economic conditions

N. N. DRĂGHICI : The benefits of industrial halls radiation heating

The purpose of the author is to outline the advantages offered by radiation heating of industrial halls taking as a basis the conclusions drawn from the analysis of four designs worked out for such halls.

A brief introduction listing the advantages offered by radiation panel heating over aerotherms is followed by a presentation of a comparative study carried out on three industrial halls with different characteristics, designed for the Republica Works in Bucharest, for the U.S.P.S. – Buzău and for ISCT – Cîmpia-Turzii,.

The author gives a description of the building and plant designed, while summarizing in a table the technical and economic indices resulted.

In the second part of the article he describes a radiation panel heating plant burning methane gas and designed for the rolling-mill halls at Hunedoara.

A. MIHUL, ST. ENESCU. V. GHERMAN : Foundation slabs assembled by pretensioning

The fundamentals and the practical means of realizing continuous foundation soles made of large precast components assembled by pretensioning are explained. The article details the practical pretensioning systems applied to the continuous foundation soles built for the storehouse recently erected in Tîrgul Neamț.

SOMMAIRE

V. BALĂU : Montage de la prise d'air de C.I.C. Turnu-Măgurele

L'étude de montage de la prise d'air comprend la résolution de tous les problèmes se rattachant à l'organisation et à la conduite des travaux.

L'auteur présente les travaux préparatoires du montage et le préassemblage de la prise d'air, la technologie de montage et les dispositifs de montage employés.

Îl montre également la manière dont on a employé les moyens mécaniques existants, même pour les cotes supérieures, suivant les plus modernes procédés de montage.

Pour les altitudes plus grandes, on a concu et construit des systèmes de levage et de montage simples, qui on assuré une cadence rapide et sure dans les travaux de montage, le principe appliqué étant le principe moderne du montage par sousensembles complètement équipés.

C. LEONTE, C. MATEI, A. MIHUL ; Plaques minces prismatiques longues en béton armé, employées à la reconstruction du toit d une salle de spectacles.

A la suite de la dégradation du toit d'un cinéma de Jassy,construit en poutres en treillis de bois, il a été nécessaire de le remplacer par un toit en béton armé. En même temps, on a également consolidé toute la structure et on a modernise l'intérieur.

N.BORZA, V. BRATESCO, M. DELEANU, M. SPINOCHE, M. WEISSEMBERG : Considérations sur le comportement des joins d'éléments en béton armé préfabriqués assemblés par soudage dans les coquilles des armatures.

Le procédé de soudage en coquille (en bain) concu spécialement pour l'assemblage des éléments préfabriqués de grandes dimensions jouit actuellement d'une large application, certains pays l'employant presqu'à l'exclusivité.

Afin de mieux connaître le comportement reel des structures réalisées à partir d'éléments préfabriqués asemblées par le soudage des armatures en coquille – avec, comme but, la généralisation de ce procédé en Roumanie – on a entrepris des expérimentations spéciales sur des ensembles monolithisés, réalisés dans les conditions des matériaux et des technologies existant en Roumanie.

Les auteurs décrivents les recherches et expérimentations entreprises et en interprètent les résultats.

V. DASCĂLU ; Considerations sur la détermination de l'effort de contrôle dans les éléments de renforcement post-tensionnés

L'auteur analyse la précision des différentes méthodes employées pour déterminer l'effort de contrôle dans les éléments de renforcement post-tensionnés. Il montre que la déterminationmécanique de la valeur finale d'allongement par extrapolation du premier échelon de lecture, notée dans la fiche de prétensionnement, peut conduire à d'importantes erreurs par rapport à la réalité en raison des forts écarts de lecture donnés par les manomètres couramment employés aux mesurages et en raison de l'importance, en pourcentage, des frottements qui ont lieu dans les presses aux valeurs réduites de la pression du fluide employé comme milieu d'entraînement.

En conclusion, l'auteur suggère que l'allongement soit établi sur la base de la représentation graphique et de l'extrapolation du diagramme complet d'allongement, ce qui permettrait un traçage plus précis du repère zéro.

I. MOICEANU ; Outillages de petite mécanisation pour le travail des élements de renforcement à l'acier-béton

Les études entreprises aux Usines d'Eléments Préfabriqués de Brașov au sujet de l'organisation scientifique de la production ont dévoilé la nécessité de mécaniser les opérations constituant le processus technologique de traitement des éléments de renforcement, opérations exécutées encore à la main.

L'auteur présente six machines construites aux Usines d'Eléments Préfabriqués de Brașov et destinées à mécaniser les opérations d'usinage et traitement des éléments de renforecement en acier-béton.

GH. IONAȘCO ; Considérations sur les vibrateurs employés au tassement de masses sablonneuses

Après une brève présentation des moyens de tassement fabriqués enRoumanie, ainsi que des perspectives concernant la fabrication et l'exploitation des moyens de tassement par vibration, l'auteur apporte quelques précisions sur les paramètres des moyens de tassement (accelérations, fréquences, amplitudes des vibrations, pression sur le sol des vibrateurs, vitesse de déplacement) et sur la manière dont ils affectent le procédé de tassement par vibration des sols.

Basé sur les donnés expérimentales présentées graphiquement, l'auteur déduit les valeurs optimales pour l'accélération, l'amplitude et la fréquence des vibrations pour le degré de tassement du sable à différants coefficients de non-uniformité.

ŞT. GEORGESCO ; Influence de l'inertie thérmique dans l'étude de conception des éléments de construction

L'auteur s'occupe de l'influence portée par l'inertie thermique dans l'étude de conception des éléments de construction, parois et toitures. Le but poursuivi est de simplifier le calcul au moyen de diagrammes permettant, dans les cas plus fréquemment rencontrés en pratique et qui ont été normalisés, de déterminer directement la capacité d'inertie et , partant, la résistance thermique, sans opé ration de calcul aucune.

Les diagrammes présentés permettent de déterminer rapidement et facilement les coefficients d'amortissement, en évitant les calculs laborieux, obligatoires selon les prescriptions internationales pour les cas normalisés.

ŞT. VINTILĂ ; Calcul des vitesses optimales de circulation des agents thermiques dans les echangeurs de chaleur à contre-courant

L'auteur présente une méthode de calcul pour déterminer, du point de vue économique et technique, les vitesses optimales de circulation des agents thermiques dans les appareils à contre-courant, en sorte qu'on arrive à un coût total minimal d'investissement et d'exploitation pour les échangeurs de chaleur en question.

La méthode générale décrite est particularisée pour les échangeurs de chaleur du type IPB, les plus employés dans les postes thermiques des installations pour chauffage central ; elle est illustrée par un exemple de calcul.

La méthode permet de typiser complétement les appareils à contre-courant compte tenu de l'ensemble des conditions thermiques, hydrauliques et économiques.

N. N. DRĂGHICI ; Avantages du chauffage par radiation des halls industriels

L'auteur se propose comme but de souligner les avantages offerts par le chauffage par radiation des halls industriels en se basant à cette fin sur les conclusions tirées de quatre études de conception exécutées pour de tels halls.

Une courte introduction énumérant les avantages du chauffage par panneaux radiants, rapportés au chauffage par aéro-thermes, est suivie par la présentation des résultats d'une étude comparative entreprise sur trois halls industriels à caractéristiques particulières, étudiées pour les Usines Républica-Bucarest, les USPS-Buzău et l'ISTC — Cîmpia Turzii.

L'auteur décrit la construction et l'installation étudiées, en groupant dans un tableau les indices techniques et économiques déduits.

La deuxième partie de l'exposé a trait à une installation de chauffage à panneaux radiants au méthane, étudiée et dessinée pour les Usines de Laminoirs de Hunedoara.

A. MIHUL, ST. ENESCO, V. GHERMAN : Fondations en panneaux assemblés par précontrainte

Les auteurs présentent les principes et les solutions appliquées en pratique pour réaliser les systèmes de fondations sous la forme de semelles continues, formées de grand panneaux assemblés par précontrainte. Ils fournissent des détails sur les procédés de précontraite employés en pratique à la réalisation des fondations sous forme de semelles continues, comme celles exécutées pour les dépots de Tîrgul Neamţ.

INHALT

V. BALĂU : Montage der Luftentnahme für CIC — Turnu Măgurele

Der Entwurf für die Montage dieser Luftentnahme befasste sich mit der Lösung sämtlicher Fragen betreffend Organisierung und Leitung der Arbeiten.

Im Artikel werden vorgeführt die Vorbereitungen die getroffen werden mussten für Montage und Gestaltung einzelner Bauteilgruppen ; hinterher wird beschrieben der Verlauf der Montagearbeiten sowohl wie die dazu angewandten Montagevorrichtungen.

Ausserdem wird eingehend gezeigt wie man die vorhandenen mechanischen Vorrichtungen im weitest möglichen Ausmasse benützte auch wenn es galt in beträchtlicher Höhe zu arbeiten und die modernsten Montageverfahren anzuwenden.

Für Hocharbeiten wurden einfache Hebe- und Montagevorrichtungen ausgesannt und gebaut die ein schnelles und gefahrenloses Arbeitstempo sicherten unter Anwendung moderner Anschauungen betreffend Montage von völlig gefertigten Einzelbauteilen.

C, LEONTE, C, MATEI, A. MIHUL ; Lange Stahlbetonfaltwerke angewandt bei dem Wiederaufbau der Dachkonstruktion eines Festsaals

Es war dringend nötig geworden die beschädigte Dachkonstruktion eines Yassyer Kinosaals, ursprüngslich aus Holzfachwerkträger gebaut, durch eine Stahlbetondachkonstruktion zu ersetzen. Mit dieser Gelegenheit wurde die sämtliche Tragkonstruktion konsolidiert und das Innere modernisiert.

N. BORZA, V.BRATESCU, M. DELEANU, M. SPINOCHE, M. WEISSENBERG : Einiges zum Verhalten der Verbindungen zwischen vorgefertigten stahbetonteilen zusammengefügt durch schweissen der Bewehrungsstäbel in Muscheln

Das Schweissverfahren in Muscheln wurde ausgedacht eben für die Verbindung von grossen vorgefertigten Bauteilen ; gegenwärtig hat es eine weite Anwendung gewonnen und ist in einigen Ländern fast das einzig übliche.

Für eine bessere Kenntniss des tatsächlichen Verhaltens von Tragkonstruktionen aus Fertigteilen gestaltet und zusammengefügt durch Schweissen der Rundstähle in Muscheln und mit Rücksicht auf eine weitere Verbreitung dieses Verfahrens hierzulande wurden besondere Prüfungen vorgenommen denen monolithisch gebildete Konstruktionen unterworfen wurden — alles unter Wahrung der tatsächlich auftretenden Baubedingungen und Einführung derselben Materialien.

Die Verfasser führen vor in diesem Artikel die Untersuchungen und Prüfungen die durchgeführt wurden and befassen sich auch mit der Deutung der erlangten Ergebnisse.

V. DASCĂLU ; Zur Bestimmung der Kontrollspannungren nachträglich gespannter Stahleinlagen

Im Artikel wird vorgeführt eineUntersuchung betreffend die Genauigkeit verschiedener Verfahren zur Bestimmung der Kontrollspannung in nachträglich gespannten Stahleinlagen.

Der Autor gelangt zur Schlussfolgerung dass grobe Fehler gegenüber der Wirklichkeit sich aus der mechanischen Extrapolation der ersten Ablesungen ergeben können u.z.w. infolge der bedeutenden Abweichungen der auf üblicherweise angewandten Manometer abgelesenen Werte wie auch infolge der prozentuellen Bedeutung der Reibungskräfte in Pressen bei niederen Druckwerten der Antriebsflüssigkeit.

Deshalb schlägt der Autor vor denDehnungswert durch zeichnerische Darstellung und Extrapolation des gesamten Dehnungsdiagrams zu bestimmen ; das würde uns ebenfalls ermöglichen mit grösserer Genauigkeit den Nullpunkt festzustetzen.

I. MOICEANU ; Mechanisierung in kleinem Maszstab für die Bearbeitung von Rundstahleinlagen

Die Studien die durchgeführt wurden im Braşover Werk für Betonfertigteile anlässlich der wissenschaftlichen Organisierung der Produktionsprozesse haben die Notwendigkeit erkennen lassen die Bearbeitung von Rundstahleinlagen zu mechanisieren anstatt sie wie früher handwerklich zu fertigen

Im Artikel werden sechs verschiedene Maschinen beschrieben die im Braşover Werk für Betonfertigteile fabriziert wurden und die der Mechanisierung der Bearbeitung von Rundstahleinlagen dienen.

GH. IONAŞCU ; Betrachtungen über die Rüttelgeräte die bei der Verdichtung einer Sandmasse angewandt werden

Es werden erstens die hierzulande erzeugten Verdichtungsmittel beschrieben und die künftigen Möglichkeiten erörtert betreffend deren weitere Erzeugung und Anwendung ;hinterher befasst sich derAutor eingehend mit einigen Charakteristiken derartigerVerdichtungsmittell u.zw.Beschläunigungswerte, Frequenzwerte, Schwingungsgrössen, Rüttlerdruck, Verschiebungsgeschwindigkeiten und hebt hervor deren Einfluss auf die Konsolidation einer Erdmasse durch Rüttelverfahren.

Auf Grund zeichnerisch dargestellten Versuchsergebnisse leitet der Autor ab die optimalen Beschläunigungen, Amplituden und Schwingungsfrequenzen und erläutert deren Einfluss auf die Verdichtung einer Sandmasse mit verschiedenen Ungleichmässigkeitsziffern.

ŞT. GEORGESCU ; Einfluss der Wärmeträgheit auf die Bemessung von Bauteilen

Der Artikel befasst sich mit den Einfluss den die Wärmeträgheit auf die Bemessung von Bauteilen, Wänden und Dachkonstruktionen ausübt.

Ziel der Untersuchung ist die Vereinfachung des Bemessungsverfahrens durch Einführung von Rechendiagrammen für die am häufigsten begegneten genormten Fälle um auf dieser Weise unmittelbar, ohne jedwelche Rechnungen, die Trägheitsfähigkeit bzw. den Wärmewiderstand zu bestimmen.

Die vorgeführten Diagrammen ermöglichen leicht und rasch die Dämpfungswerte zu bestimmen und also die mühsamen Rechnungen zu vermeiden die uns sonst von den internationalen Richtlinien für alle genormten Fälle auferegt sind.

ŞT. VINTILĂ ; Bestimmung der optimalen Geschwindigkeitswerte für Wärmeträger beim Durchfliessen eines Gegenstrom-Wärmeaustauschers

Der Artikel führt vor ein technisch-wirtschaftliches Rechenverfahren das zur Bestimmung der optimalen Durchflussgeschwindigkeiten von Wärmeträgern in Gegenstrom-Wärmeaustauschern, unter Annahme der niedrigsten Investitions- und Wartungskosten eines Wärmeaustauschers, angewandt werden kann.

Das vorgeführte allgemein gültige Verfahren wird hinterher für den IPB-Wärmeaustauscher eingehend beschrieben – da dieser Wärmeaustauscher am häufigsten in Wärmeanlagen angewandt wird; schliesslich wird ein Zahlenbeispiel vorgeführt.

Das beschriebene Verfahren ermöglicht eine vollständige Typisierung sämtlicher Gegenstrompparate unter Berücksichtitgung der wärmetechnischen, hydraulischen und wirtschaftlichen Bedingungen.

N. N. DRĂGHICI ; Vorteile der Strahlungsheizung auf Industriehallen angewandt

Der Autor stellt sich das Ziel die Vorteille der Strahlungsheizung auf Industrieshallen augewandt hervorzuheben, alles auf Grund von Schlüssen gezogen au vier Entwürfen von derartig gestalteten Industrieehallen.

Nach einer kurzen Einführung in der die Vorteile einer Strahlungsheizung gegenüber einer Warmluftheizungsanlage hervorgehoben werden, befasst sich der Verfasser mit den Ergebnissen einer vergleichenden Untersuchung betreffend drei verschiedenartig gestaltete Industriehallen dle für die Bukarester Republica-Werke, für USPS-Buzău und ISCT-Cîmpia Turzii entworfen wurden.

Der Autor beschreibt eingehend die Baukonstruktion sowohl wie die entworfene Heizungsalnlage und fasst schliesslich zusammen in einer Tabelle die sich ergebenden technisch-wirtschaftlichen Kennziffern.

Im zweiten Teil des Artikles wird beschrieben eine Heizungsanlage die für die Walzwerkhallen aus Hunedoara entworfen wurde und bei der Strahlungstafeln in denen Grubengas verbrannt wird angewandt wurden.

A. MIHUL, ST. ENESCU, V. GHERMAN : Gründungen aus Fertigteien durch Vorspannen zusammengefügt

Es werden vorgeführt die Grundsätze und beschrieben die praktisch angewandten Lösungen beim Bau von Gründungen als durchlaufende Sohle gestaltet und aus Grossfertigteilen durch Vorspannen zusammengefügt Es werden eingehend beschrieben die Vorspannverfahren die angewandt wurden in der Praxis beim Bau der durchlaufenden Gründungssohlen für ein Warenhaus in Tg. Neamţ.

СОДЕРЖАНИЕ

В. ВАЛЭУ: Монтаж воздухоприемника на Комбинате химических удобрений в Турну Мэгуреле

Проект монтажа воздухоприемника охватил решение всех вопросов организации и ведения работ.

В статье описываются подгтовительные работы по монтажу и предварительной сборке воздухприемника, технология монтажа, а равно и использованные монтажные приспособления.

Указывается также, как были максимально использованы существующие механические средства (даже и для больших высот), согласно новейшим методом монтажа.

Для высотных отметок были придуманы и выстроены простые подьемно-монтажные устройства, которые обеспечили ускоренный и надежный темп монтажных работ. При этом применяли новейший принцип монтажа полностью оборудованными узлами.

К. ЛЕОНТЕ, К. МИХАЙ, А. ЙИХУЛ: Длинные тонкие призматические железобетонные плиты, используемые для реконструкции покрытия зрительного зала

Из-за порчки крыши одного кинематографа в Яссах, осуществленной из деревянных решетчатых балок, возникла необходимость замены ее железобетонным покрытием. Одновременно было реализовано укрепление всей структуры, а равно и модернизация интерьера.

Н. БОРЗА, В. БРЭТЕСКУ, М. ДЕЛЯНУ, М. СПИНАКЕ, М. ВЕЙССЕНБЕРГ: К поведению стыков конструкций из сборного железобетона, смонтированных кокильной сваркой арматур

Метод кокильной (ванной) сварки, специально разработанный для соединения крупных сборных конструкций, получил в астоящее время весьма широкое, а в некоторых странах даже почти исключительное применение.

С целью лучшего ознакомления с реальным поведением структур, осуществленных из сборных деталей, смонтированных при посредстве кокильной сварки арматур, а также в виду широкого внедрения указанного метода в Румынии, были проведены специальные испытания на замоноличенных ансамблях, выполненных в конктретных условиях имеющихся отечественных материалов и применяемой технологии.

Авторы описывают в статье эти исследования и испытания с подробным обсуждением резуьтатов.

В. ДАСКЭЛУ: Соображения относительно определения контрольного усилия в арматуре натянутой на бетон

В статье приведен анализ точности различных методов по определению контрольного усилия в арматуре натянутой на бетон.

Автор доказывает, что механическое определение значения конечного удлинения, основываясь еля этого на экстраполяции считывания. при первой ступени внесенного в бланк преднапряжения, может привести к значительным погрешностям по сравнению с действительностью, что может произойти вследствие больших отклонений от действительности, при считывании с манометров, обычно используемых, и процентного значения трений в прессах по сравнению с малыми значениями давления жидкости, при помощи которой они работают.

В заключение, автор предлагает определять удлинение на основании графического изображения и экстраполяции всего графика удлинения, что дало бы возможность более точно нанести нулевой репер.

И. МОЙЧАНУ: Оборудование для малой механизации обработки арматурной стали

Вследствие исследований, провденных на заводе сборных конструкций в г. Брашов, по случаю организации производственного процесса на научных основах, возникла необходимость механизировать технологию обработки арматуры, которая ещё выполнялась вручную.

В статье описаны шесть машин, которые изготовлены заводом сборных конструкций в Брашове, предназначенных для механизации арматурных работ.

Г. ИОНАШКУ: Некоторые соображения относительно вибраторов, применяемых уотнении песчаных масс

Вселд за кратким обзором уплотнительных средств румынского производства, а также и будущих перспектив в связи с изготовлением и эксплуатацией средств уплотнения вибрированием, автор вносут некоторые уточнения в параметры уплотнительных средств (ускорения, частоты, амплитуды вибраций, давление, оказываемое на грунт вибраторами, скорости перемещения) и исследоет влияние этих последних на метод вибрационного уплотнения грунтов.

Далее, на основе представленных на графиках опытных данных, автор выводит влияние оптимальных значений ускорения, амплитуды и частоты колебаний на степень уплотнения песка, применяя при этом различные коэффициенты неравномерности

ШТ. ДЖОРДЖЕСКУ: Вдияние тепловой инерции при прокетировании строительных элементов

В статье говорится о влиянии тепловой инерции при проектировании строительных элементов — стен и крыш.

Автор задался целью упростить способ расчёта введением графиков для нормированных случаев более часто встречающихся на практике, которые позволяли бы определять, непосредственно, без каких-либо расчётов, инерционную способность и, соответственно, тепловое сопротивление.

Представленные графики позволяют быстро и легко определять коэффициенты затрухания, таки образом устраняя кропотливые расчёты, которые, — при нормированных случаях, — необходимо производить согласно нормам

ШТ. ВИНТИЛЭ: Расчёт оптимальных скоростей движения теплоносителей в противоточных теплообменниках

В статье представлен метод технико-экономического расчёта для определения оптимальных скоростей движения теплоносителей в противоточных приборах при условии соблюдения минимальных капиталовложений и эксплуатационных расходов для использования таких теплообменников.

Н. Н. Дрэгич: Преимущества отопления промышленных цехов излучением

После краткого введения, в котором перечислены преимущества отопления излучающими панелями по сравнению с отоплением аэротермами, приведены результаты сравнительного исследования трёх промышленных цехов с различными характеристиками, спроектированных заводом Республика — Бухарест, УСПС — Бузэу и ИСЧТ — Кымпиа — Турзий.

Автор описывает запроектированное сооружение и его оборудование, а соответствующие технико-экономические показатели сведены в таблицу.

Во второй части статьи описано оборудование отопительной системы с излучающими панелями, обогреваемые метаном, запроектированной для прокатных цехов в г. Хунедоара.

А. МУХУЛ, ШТ. ЭНЕСКУ, В. ГЕРМАН: Фундамент из панелей, собранных путем предварительного напряжения.

Montajul prizei de aer de la C.I.C. Turnu Măgurele

Ing. V. Balău

Intreprinderea Montaje Bucureşti

1. GENERALITĂŢI

Pentru realizarea unei prize de aer la Combinatul de îngrăşăminte chimice de la Turnu Măgurele s-a preconizat realizarea ei dintr-un turn metalic de 177 m înălţime, constînd dintr-un schelet metalic şi un tub metalic central de Ø 2 600 mm. Operaţiile esenţiale de montaj ale construcţiei metalice şi ale tubului au urmărit utilizarea pe scară cît mai largă a mijloacelor mecanizate existente, precum şi un ansamblu de dispozitive concepute special pentru acest montaj, care să permită continuarea în acelaşi ritm a lucrărilor de montaj la înălţimile inaccesibile mijloacelor mecanizate curente.

Ansamblul acestor operaţii a fost conceput în ideea realizării unui flux continuu de montaj, prin pregătirea completă la sol a unor subansamble şi montajul succesiv al acestora la înălţime. Astfel, toate elementele componente ale construcţiei metalice ale tubului de aspiraţie se verifică la sol, se preasamblează complet în subansamble cu toate elementele necesare, vopsite definitiv, apoi se ridică la locul de montaj.

A fost necesar să se asigure montajul pentru circa 400 tone construcţie metalică, din care 90 tone de burlan (tubul de aspiraţie), la înălţimea maximă de 177 m, cu toleranţa maximă pe verticală de 30 mm (fig. 1 şi 2).

2. PREGĂTIREA MONTAJULUI ŞI PREASAMBLAREA PRIZEI DE AER

a) Pregătirea montajului cuprinde :

— Transportarea şi depozitarea materialelor, dispozitivelor şi utilajelor de montaj (trolii, palane, scripeţi, dispozitive, cabluri, cleme, şufe, remorci de 20 tone, automacarale de 15 tone, tractoare, automacara Coles V de 70 tone etc.). Atelierul de ajustat necesită o maşină de găurit cu coloană, un polizor fix, bancuri de lucru pentru lăcătuşerie, aparat de sudură electrică, polizoare mobile etc.

— Transportarea pe remorca de 20 tone a construcţiei metalice a prizei de aer şi a burlanului din depozitul beneficiarului (sau gară) la locul de montaj (în incintă) cu măsuri speciale ca să nu se deformeze piesele componente ale prizei în timpul manevrării şi transportului. Încărcarea şi descărcarea se fac cu automacarale.

— Clasarea pe tronsoane şi stîlpi a tuturor elementelor de montaj ale prizei de aer, precum şi a burlanului, verificîndu-se după plan existenţa lor, marcajul, precum şi aspectul exterior, dimensiunile şi cantitatea de şuruburi.

— Verificarea amănunţită după planuri de montaj a calităţii execuţiei, cotelor principale, găurilor pentru şuruburi (număr, dimensiuni şi dispozitive), eventualelor deformări ale elementelor provocate în timpul transportului şi manevrării lor. După verificare se depozitează pe tronsoane în zona de depozitare pentru preasamblare. Burlanul se depozitează în ordinea de montaj după ce i se verifică raza, precum şi armăturile de întărire şi fixare.

— Verificarea tuturor dispozitivelor de montaj şi a macaralelor cu braţ de către mecanicul şef al şantierului.

b) Preasamblarea atît a construcţiei metalice, cît şi a tubului prizei se execută în uzină şi în mod obligatoriu pe şantier la sol. Astfel conform figurilor 2, 3 şi 5 :

— Se preasamblează în apropierea fundaţiei — prizei de aer tronsonul V. Stîlpii S 9 separat de stîlpii S 8 — complet echipaţi cu toate diagonalele. Manevrarea se execută cu o macara de circa 10—15 tone.

— Se preasamblează prima platformă (E) de la cota (+ 30 m) după care se demontează.

— Se montează grinzile GE 19 ale platformei E, pe rînd la cîte doi stîlpi S 8. Montajul se face avînd grinzile calate pe traverse CF — înălţime de 80 cm.

— Se preasamblează a doua platformă (D) de la cota (+ 50 m) după care se demontează.

— Se preasamblează în tronson — pe rînd — cîte doi stîlpi S 7 echipaţi cu toate diagonalele şi grinzile de legătură de la platforma E. Operaţia se execută pe calaje CF, în continuarea stîlpilor S 8, verificîndu-se prin aceasta, în acelaşi timp, şi asamblarea tronsonului V cu IV (doi cîte doi stîlpi).

După demontare în ansamble se trimit la locul de montaj stîlpii S 8 şi grinzile platformei E, iar stîlpii S 7 şi preansamblajul cu platforma D şi stîlpii S 6.

— Se continuă preasamblarea în acelaşi sistem pînă la tronsonul I de la cota +137 m. Manevrele se fac cu o automacara de 10 tone şi remorca de 20 tone.

La preasamblare se efectuează în special următoarele operaţii :

— se verifică fiecare element de montaj (marcaj, execuţie, cote, dimensiuni);

— se asamblează în poziţia definitivă, menţinîndu-se absolut toate şuruburile;

— se verifică cotele de asamblare şi unghiurile de racordare ;

— se fac eventualele ajustări şi rectificări;

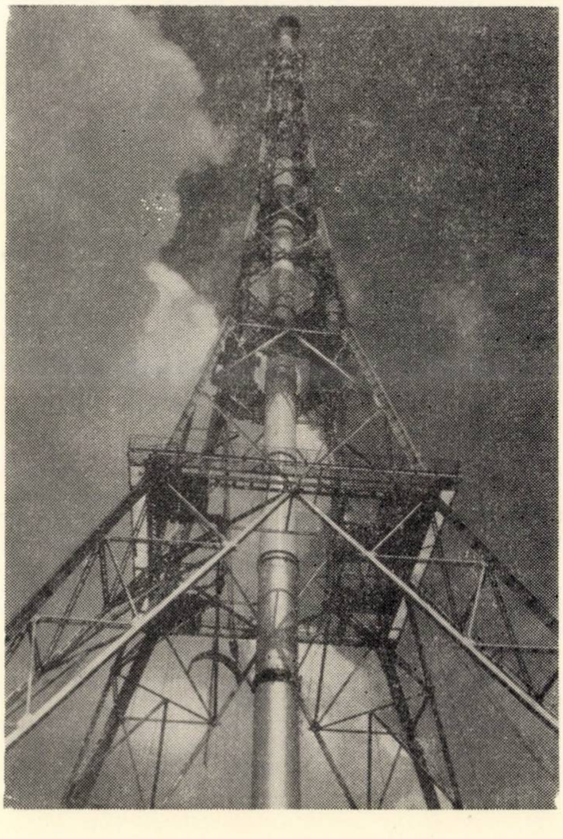
— se demontează apoi, expediindu-se şi depozitîndu-se pe tronsoane şi stîlpi în apropierea bazei prizei de aer, după succesiunea intrării la montaj.

Pentru tubul de aspiraţie, după verificarea dimensională şi cantitativă, se preasamblează partea sa superioară, operaţie ce devine definitivă între cotele +122 m şi +166 m şi se transportă aproape de locul de montaj.

3. TEHNOLOGIA DE MONTAJ

a) **Montajul construcţiei metalice a turnului** s-a început de jos cu tronsonul V, care, ca şi tronsonul IV, s-a ridicat cu automacaraua Coles V, iar după cota +50 m tronsoanele

Fig. 1. Vedere de ansamblu a prizei de aer de la C.I.C. Turnu Măgurele



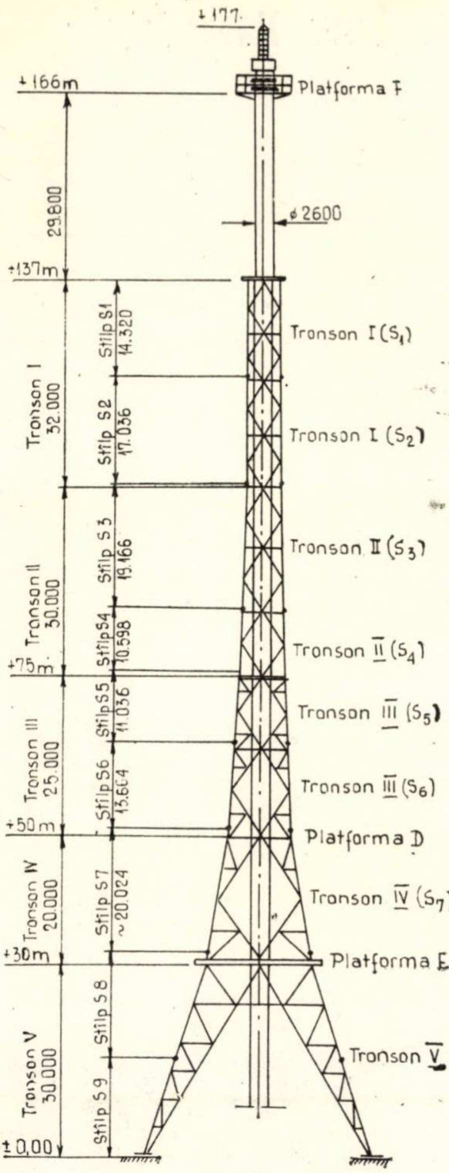


Fig. 2. Elementele componente de montaj şi de construcţie ale prizei de aer

III, II şi I s-au ridicat cu un sistem de macarale cu braţ (bigi) montate chiar pe tubul de aspiraţie.

Tronsonul V se ridică din patru subansamble (cele patru picioare fără a cuprinde platforma E cota +30 m). Poziţiile de aşezare pe teren a tronsoanelor V şi a automacaralei Coles sînt precis definite conform figurilor 3, 4, 5.

S-a aplicat principiul ridicării pe verticală la sarcina şi razele admise prevăzute în diagramele de folosire a automacaralei Coles. Astfel, ştiindu-se că tronsoanele V, fără platforma E, au fiecare o greutate de 30 tone şi trebuie ridicate la +30 m (capătul superior), va fi necesară o săgeată de 30,5 m la o rază de 7,62 m, ceea ce corespunde unei sarcini de 30,5 t. Cîrligul macaralei se va lega de stîlpul S 8 prin legătură de cablu, sub guseele superioare (fig. 4 şi 5). Poziţia iniţială a tronsonului V va fi pe direcţia diagonalelor fundaţiei, avînd punctul de ancorare al cîrligului pe verticală în poziţia definitivă de montaj (cota +30 m). Pentru ridicare, terenul de la talpa stîlpilor S 9 pînă la fundaţie va fi amenajat cu şine CF pentru a permite o alunecare uşoară a tronsonului în timpul ridicării pînă deasupra fundaţiei. Capetele tronsonului V vor fi ancorate atît la vîrf, cît şi la bază. Vîrful se va ancora în două părţi cu cablurile de ancorare prevăzute pentru montajul tubului de aspiraţie şi cu cablul pe diagonala fundaţiei, iar baza va fi ancorată în ambele sensuri cu trolii sau tractor S 80 pentru a se reduce eforturile de alunecare. O dată ridicate tronsoanele V, se ancorează, iar după montarea a două tronsoane se leagă între ele prin grinzile platformei E pentru rigidizare, continuîndu-se apoi pînă se obţine montarea tuturor picioarelor construcţiei şi platformei E cu grinzile principale (GE 19, GE 12 şi GE 13).

Fiecare stîlp ridicat a fost calat exact pe fundaţii în poziţia definitivă cu ajutorul automacaralei şi al ancorajelor. S-a verificat aşezarea stîlpilor S 9 exact pe fundaţii la aceeaşi cotă de nivel (după plan), după care s-a efectuat centrarea exactă cu două teodolite aşezate la 90°, cu nivele cu furtun şi cu firul de plumb. Se dă o atenţie deosebită orizontalităţii platformei E şi montajului stîlpilor S 9 pe fundaţii.

După fixarea şuruburilor de fundaţie ale construcţiei metalice, se montează integral platforma E (+30 m) în afară de grinzile din interiorul platformei (GE 12), deoarece trebuie lăsat spaţiul liber necesar montării tubului de aspiraţie, a stîlpilor S 7 şi eventual a unor elemente ale construcţiei metalice superioare.

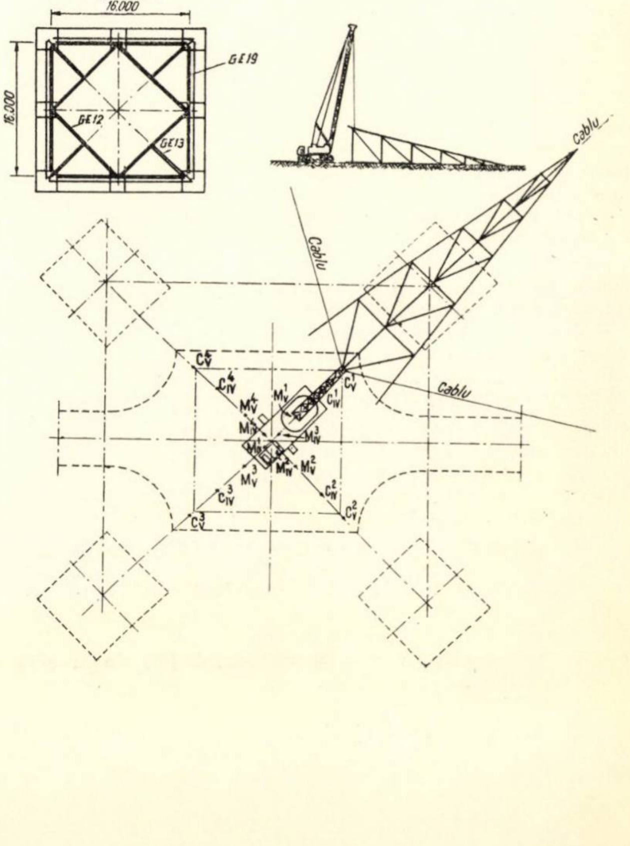
Platforma E se amenajează pentru ridicările ulterioare, acoperindu-se cu scînduri fixate, balustrade, dispozitive, scule etc. Urcarea se efectuează pe scările de pe tubul de aspiraţie. Se desprind ancorele de la tronsonul V şi se pregătesc pentru montarea tronsonului IV. Stîlpii S 7 se echipează cu toate diagonalele aferente şi se ridică prin interiorul platformei E. Se pot ridica şi prin exterior (fig. 6).

După montarea fiecărui stîlp S 7, acesta se fixează prin intermediul diagonalelor şi al ancorajelor. Platforma D se montează o dată cu stîlpii S 7 (grinzile principale) şi apoi după montajul întregului tronson IV, se repetă verificările de orizontalitate şi verticalitate, atît pentru platforma D, cît şi pentru stîlpii S 7.

Capetele tronsonului IV se ancorează cu aceleaşi ancore de la tronsonul V devenite libere. După montarea tronsonului IV inclusiv platforma D, automacaraua Coles devine disponibilă. Începînd de la stîlpii S 6 pînă la vîrful construcţiei metalice, ridicarea subansamblurilor pentru tronsoanele 3, 2 şi 1 s-a făcut cu ajutorul celor două perechi de bigi de montaj, care s-au montat pe tubul de aspiraţie (fig. 7, 8 şi 9).

Ridicarea tubului de aspiraţie se face pe măsura necesară montării construcţiei metalice. În orice poziţie de ridicare, tubul se aşază pe fundaţia sa prin intermediul dispozitivului

Fig. 3. Scheme de amplasare a automacaralei Coles pentru ridicarea pe fundaţie a picioarelor prizei (tronson V)



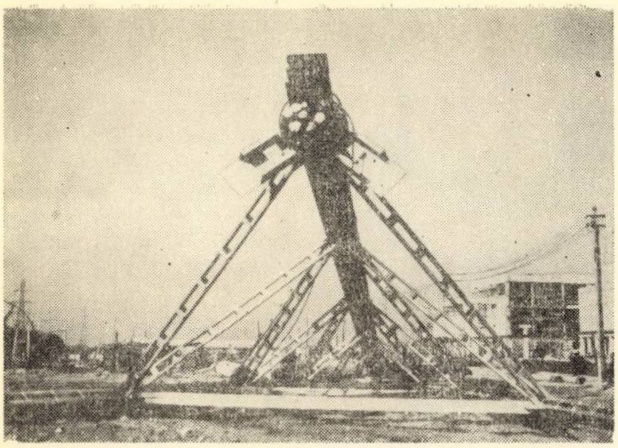


Fig. 4. Subansamblul tronsonului V pregătit la sol pentru ridicare

din figura 17 și se ancorează la nivelul planșeelor prin dispozitivul din figura 15, rigidizîndu-se astfel construcția metalică, pentru a se micșora eforturile de flambaj și încovoiere.

Bigile (perechi la 180°) vor ridica simultan cîte două subansamble de montaj, iar în cazul în care se utilizează eventual numai una din ele, cealaltă va fi ancorată de construcția metalică, pentru echilibru. Se pot face ridicări simultane și cu ambele perechi de bigi.

Fiecare tronson se ridică în două sau patru subansamble conform figurii 11 adică un tronson poate fi ridicat de cele două bigi perechi, fie într-o singură mișcare, fie din două ridicări simultan. Este de recomandat ca ridicarea cu cele două perechi de bigi să se facă în patru subansamble.

Ridicarea se face preferabil prin exteriorul construcției metalice, deoarece în interior tubul de aspirație fiind ancorat la nivelul platformelor, spațiul disponibil devine insuficient.

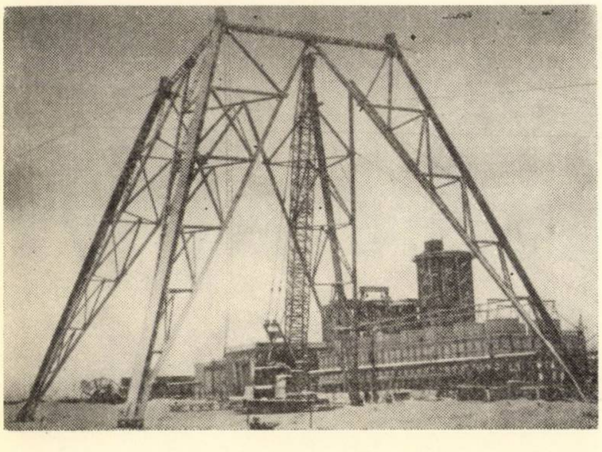
Subansamblele se ancorează de la sol, pentru a se păstra distanța de construcția metalică montată, iar înclinarea bigilor este corespunzătoare distanței de la ax a tronsonului care se ridică.

O atenție deosebită se dă înclinării bigii pentru tronsonul III. Deoarece construcția metalică este calculată numai pentru rezistența de vîrf, s-a evitat ridicarea tronsoanelor și în special a tubului de aspirație pe timp de vînt tare sau furtuni.

Prinderea pentru ridicarea subansamblelor se face prin intermediul dispozitivelor din figura 18, sub nodul superior al diagonalelor și grinda stîlpilor. Pentru asamblări provizorii se utilizează șuruburi de montaj și abia ulterior se vor monta șuruburile păsuite.

Tubul de aspirație s-a ancorat bine de la vîrf și rigidizat la nivelul platformelor, la orice ridicare. Înaintea oricărei ridicări s-au verificat bigile și dispozitivele utilizate de către conducătorul lucrării de montaj. Comenzile de montaj s-au dat numai de o singură persoană responsabilă.

Fig. 5. Montajul grinzilor GE 19 de legătură între picioarele prizei (tronson V)



b) **Montajul tubului de aspirație.** Montajul se efectuează de sus în jos, adică se ridică întîi tronsonul superior și apoi se intercalează la sol părțile inferioare.

După verificarea dimensională a fiecărui tronson al tubului de aspirație (rază, lungime, suduri etc.) se asamblează la sol în poziție orizontală tubul de aspirație între cotele + 122 m și + 166 m (fig. 12). Sudurile se vor executa fie prin sudură automată sub flux, fie semiautomat. Se sudează și dispozitivele de ridicat. Pentru siguranță, la acest prim tronson asamblat al tubului se vor suda inelele de ghidaj interioare și la partea inferioară. Întregul ansamblu a fost calat pe traverse de cale ferată, astfel încît să se poată monta și filtrul de aer cu platforma respectivă de la cota +166 m. Tubul de aspirație se echipează absolut cu toate elementele sale, adică scările, inelele de rigidizare și dispozitivele de montat. Ca dispozitive pentru asamblarea tronsoanelor după montarea bigilor cu toate elementele (fig. 7), se vor monta crucea de rigidizare a tubului (în interior) (fig. 14), dispozitivul de ridicare de la cota +150 (fig. 16) de ancoraj pe vîrf (fig. 19), precum și dispozitivul (fig. 17) pentru rigidizarea inferioară a tubului de aspirație pe timpul ridicării ca postament în poziție verticală.

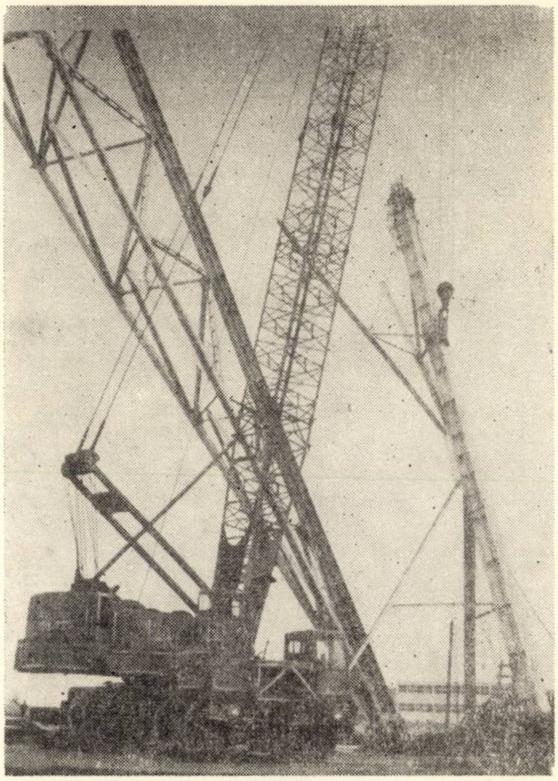


Fig. 6. Ridicarea pentru montaj a unei părți a tronsonului IV (stîlpul S 7) complet asamblat la sol

În cazul că se prevăd dispozitive speciale fixe, necesare vopsirii și întreținerii tubului de aspirație, se vor monta și acestea.

A fost vopsit apoi tronsonul de tub astfel echipat, pentru a se evita orice operații ulterioare la înălțime deasupra cotei +122 m.

După aceste operații pregătitoare, ridicarea tubului central se face imediat după montajul construcției metalice pînă la cota +50 m. Se ancorează tubul de vîrf în dreptul cotei +177 m cu 4 cabluri la 90° (Ø 31, lungime 300 m) la patru trolii de 10 tone. Troliile se ancorează de punctele fixe prevăzute prin organizarea de șantier.

La cota +150 m pe tub se prinde dispozitivul (fig. 16) pentru ancorările celor două palane de 60 t (5—6 role) servind pentru ridicarea tubului. Celelalte două palane de 60 t se prind la cota +50 m, de stîlpii S 7, în diagonală.

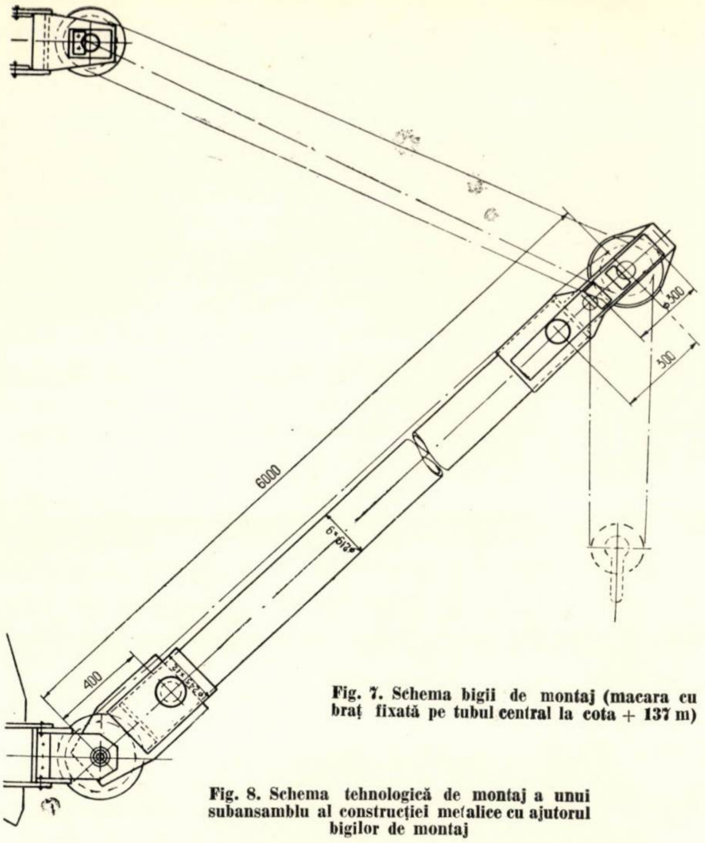

6000
ø219×6
400
300
ø300

Fig. 7. Schema bigii de montaj (macara cu braț fixată pe tubul central la cota + 137 m)

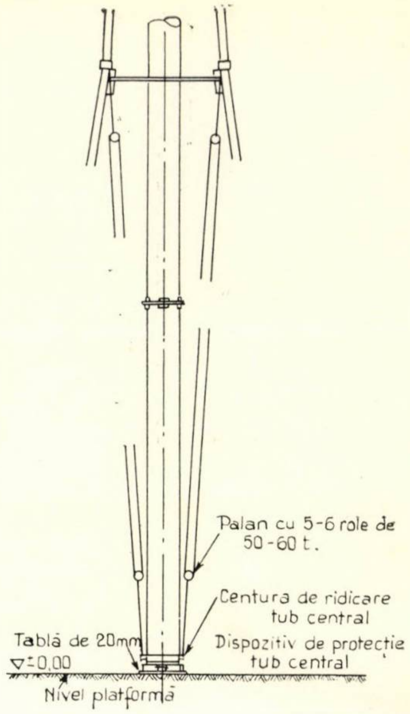

Palan cu 5-6 role de 50-60 t.
Centura de ridicare tub central
Tablă de 20mm
Dispozitiv de protecție tub central
∇±0,00
Nivel platformă

Fig. 9. Schema tehnologică de ridicare a tubului central pentru intercalarea la sol a unui nou tronson de tub

Fig. 8. Schema tehnologică de montaj a unui subansamblu al construcției metalice cu ajutorul bigilor de montaj

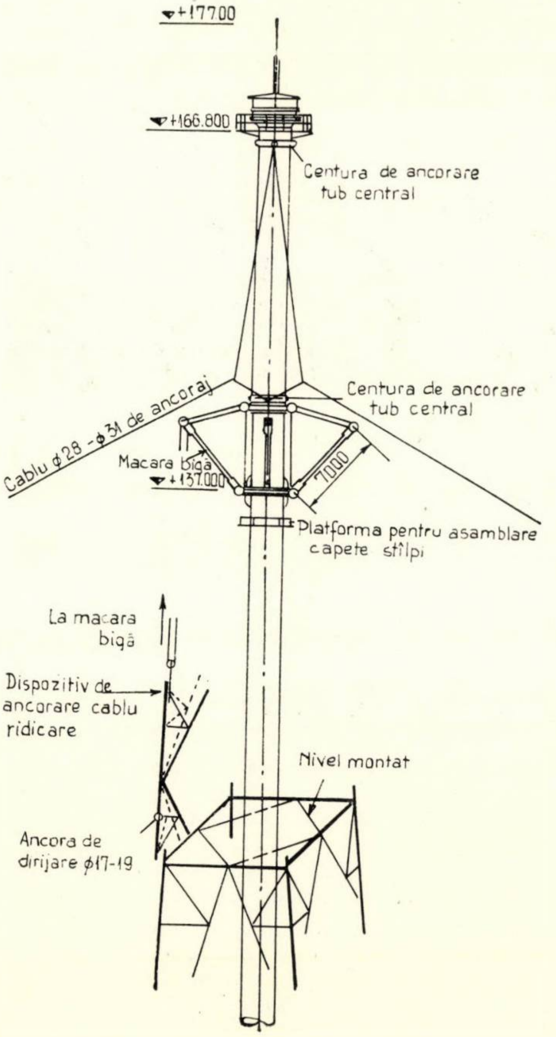
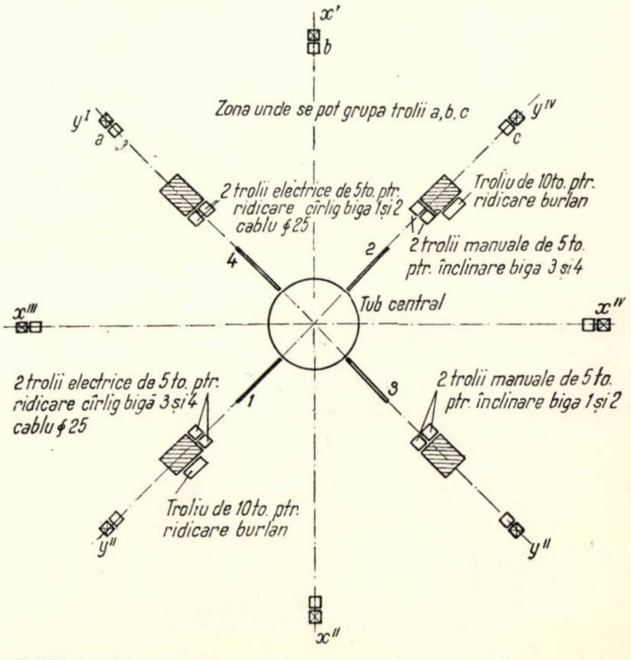

∇+177.00
∇+166.800
Centura de ancorare tub central
Centura de ancorare tub central
Cablu ø28 - ø31 de ancoraj
Macara bigă
∇+137.000
7000
Platforma pentru asamblare capete stîlpi
La macara bigă
Dispozitiv de ancorare cablu ridicare
Nivel montat
Ancora de dirijare ø17-19

Fig. 10. Schema de amplasare a utilajelor de montaj pentru realizarea montajului prizei de aer deasupra cotei + 50 m


x'
b
Zona unde se pot grupa troli a, b, c
y^I
a
y^IV
c
2 trolii electrice de 5 to. ptr. ridicare cîrlig biga 1 și 2 cablu ø25
Troliu de 10 to. ptr. ridicare burlan
4
2
2 trolii manuale de 5 to. ptr. înclinare biga 3 și 4
x'''
Tub central
x^IV
2 trolii electrice de 5 to. ptr. ridicare cîrlig bigă 3 și 4 cablu ø25
1
3
2 trolii manuale de 5 to. ptr. înclinare biga 1 și 2
Troliu de 10 to. ptr. ridicare burlan
y''
y''
x''

▨ Fundație priza de aer □ Troliu ⊠ Capăt de mort din beton ptr. 25 to. la tracțiune

1, 2, 3, 4 Bigi de montaj

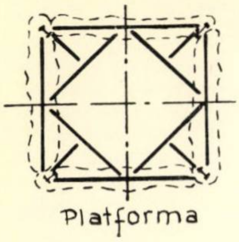
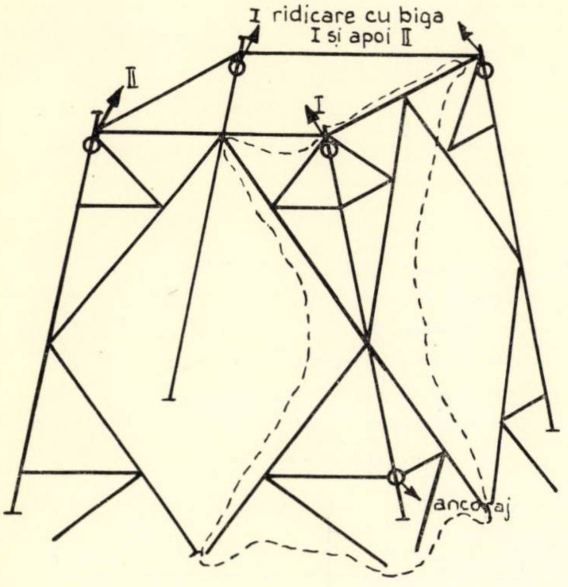


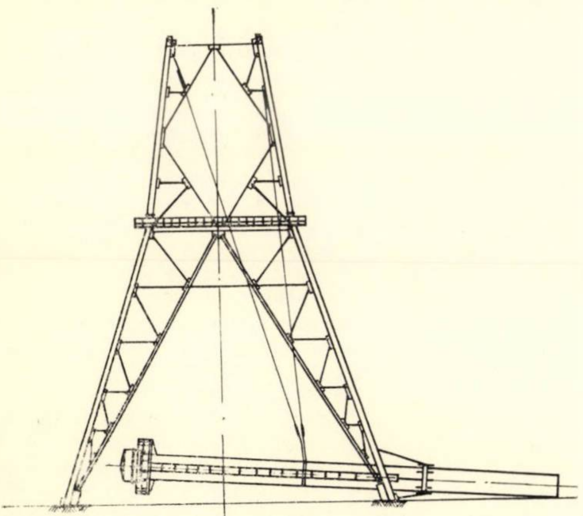
Fig. 11. Formarea principială a unui subansamblu din construcţia metalică pentru ridicare şi montaj



Palanele pentru ridicarea tubului vor fi echipate cu cablurile de Ø 25, lungime 2×500 m, avînd tracţiunea asigurată prin două trolii manuale de 10 t ancorate în apropierea bazei stîlpilor S 9.

Ridicarea primului tronson al tubului de aspiraţie se face conform figurii 12. Cablurile de ancoraj de la cota +177 m se vor trece libere în timpul ridicării pe deasupra platformei de la cota +50 m. După ajungerea la verticală a tronsonului de tub, se aşază pe fundaţie prin intermediul dispozitivului indicat şi se întind ancorele de la cota +177 m. Antena de televiziune se montează fie la sol, fie în timpul ridicării — înclinat — cu ajutorul macaralei Coles.

Fig. 12. Ridicarea primului tronson al tubului central cu ajutorul construcţiei metalice



Se dezleagă palanele de ridicat de la cota +150 m de pe tub şi se prind din nou deasupra cotei + 122 m pe tub la sol prin intermediul dispozitivului din figura 16.

Pentru montajul tronsonului III al construcţiei metalice este necesar ca bigile de montaj — montate la cota 136 m a tubului — să ajungă la înălţimea de cel puţin cota + 53 m a construcţiei metalice. Pentru aceasta, tubul de aspiraţie trebuie ridicat — lungit cu încă circa 45 m, adică 5 tronsoane de tub de 9 m. Ridicarea se poate face fie cu cîte 9 m, adică tronson cu tronson (fig. 13) — dar în acest caz sînt necesare mai multe suduri la poziţie — fie cîte 2—3 tronsoane, o parte dintre sudurile între tronsoane executîndu-se în acest caz automat la sol, pe dispozitive cu role. Se recomandă ca această primă ridicare a tubului să se facă în două faze pentru 2 şi 3 tronsoane. Ridicările ulterioare, după montajul tronsonului 3 al construcţiei metalice, se fac în raport cu înălţimea platformei la care a ajuns montajul.

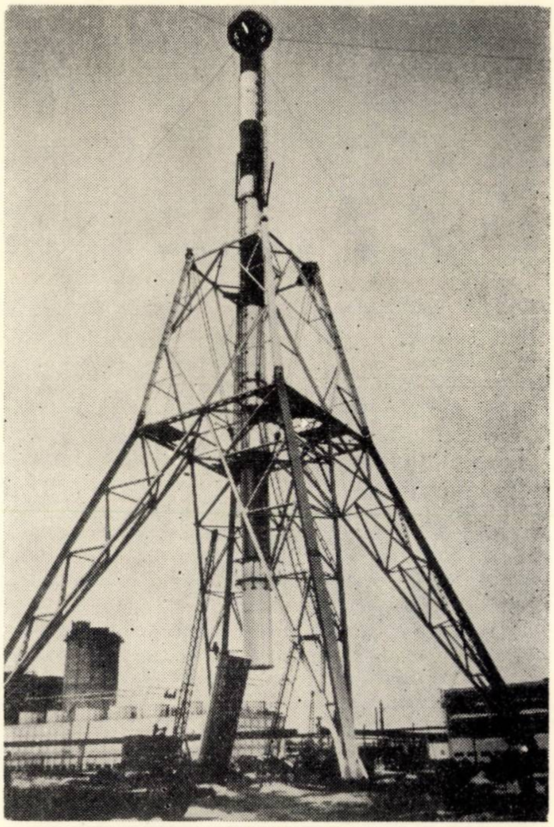


Fig. 13. Intercalarea la sol a unui nou tronson al tubului central

Numărul de tronsoane ale tubului va trebui să asigure o înălţime superioară distanţei între platforme. Pentru fiecare ridicare a construcţiei metalice cu ajutorul bigilor de tubul de aspiraţie, acesta va fi ancorat rigid sus (cota +177 m) şi jos (la sol) şi va fi rigidizat în dreptul platformelor cu ajutorul dispozitivelor din figura 15, sprijinirea pe fundaţii a tubului făcîndu-se cu dispozitivul din figura 17.

După ridicarea ultimului tronson al tubului de aspiraţie, bigile de montaj ajung cu baza la cota +137 m, la care înălţime se montează şi ultimul tronson al turnului — stîlpii S 1 cu platforma A. Odată montajul principal al prizei de aer terminat, se completează toate platformele cu grinzile şi ancorajele definitive, prevăzute în proiectul de execuţie şi se demontează toate dispozitivele de montat şi ancorele.

4. DISPOZITIVELE DE MONTAJ FOLOSITE

Scopul acestor dispozitive este de a se realiza un flux continuu de montaj şi în acelaşi ritm ca şi cu mijloacele mecanizate utilizate la sol.

Condiţiile de rezistenţă, stabilitate şi protecţie au impus crearea unor dispozitive speciale cu care se realizează

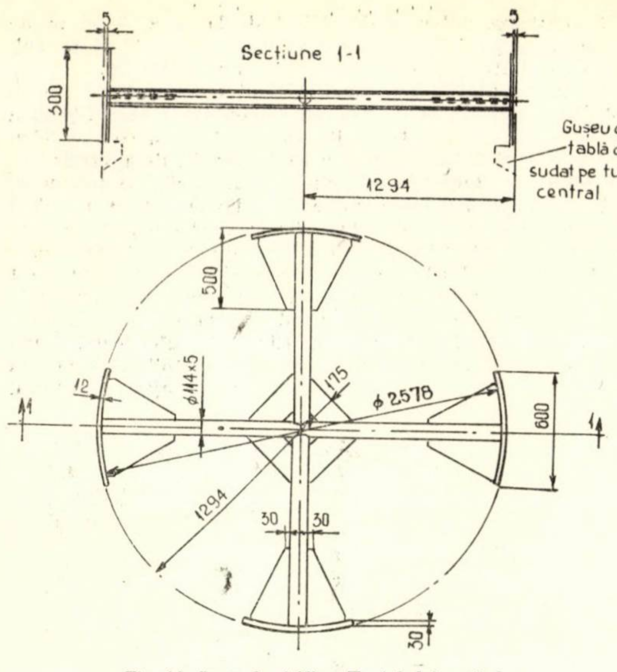


Fig. 14. Cruce de rigidizare a tubului central

un montaj sigur și rapid. Este însă absolut necesar să se asigure din timp, la sol, subansamblele complet echipate pentru montaj.

Dispozitivele speciale folosite au fost :

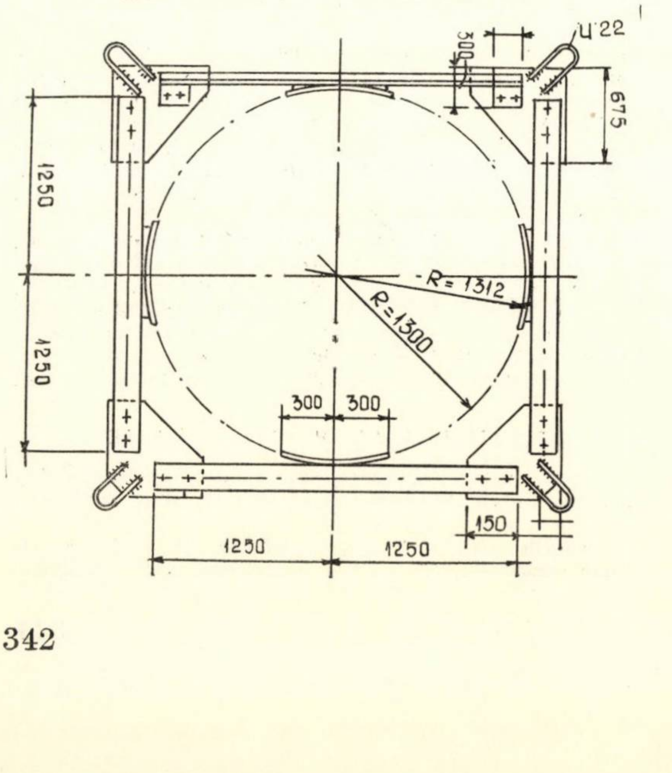
a) **Macarale cu braț** (2 perechi de bigi de montaj ; fig. 7). Construcția metalică a prizei de aer la cota +50 m la cota +137 m se montează cu ajutorul a două perechi de macarale cu braț (bigi de montaj) fixate pe tubul de aspirație la cota de +137 m (fig. 8 și 9).

Cele două perechi de bigi cu picioarele articulate, fixate de inelul de rigidizare de la această cotă (+137 m) sînt amplasate la 180° — adică sînt tot timpul două cîte două în același plan vertical.

Cîte două macarale bigi lucrează simultan, ridicînd subansamblele de montaj, pentru a se reduce efectele de flambaj în tubul de aspirație și a se mări productivitatea muncii.

În cazul cînd, în mod excepțional, se ridică cu o singură bigă, cîrligul de sarcină al celeilalte bigi se ancorează (întins) de construcția metalică. Acest lucru este necesar pentru echilibrul forțelor.

Fig. 15. Dispozitiv de ancorare a tubului central



Burlanul — tubul de aspirație — este supus în principal numai la un efect de compresiune axială, iar pentru înlăturarea eventualelor efecte de flambaj cauzate de unele manevre greșite, agățări, vînt, sarcini neegale (mult diferite) etc., este necesară ancorarea tubului de aspirație cu ajutorul dispozitivelor de ancorare (fig. 15), aflate la nivelurile platformelor construcției metalice. Burlanul păstrează stabilitate la un cuplu de 100 tone-metri, în plan vertical.

Ancorarea se poate face și la alte niveluri, unde, din observații, se constată că este necesară o ancorare suplimentară.

La orice ridicare de subansamble (imediat după ridicarea acestora de la sol), conducătorul lucrării de montaj observă și verifică personal verticalitatea tubului central, ca și ancorajele acestuia de construcția metalică, după care va dispune continuarea ridicării. Se va observa continuu ca subansamblele în curs de ridicare, ancorate de la sol, să nu prezinte pericolul de agățare de construcția metalică.

Cablurile de ancoraj de la cota +177 m sînt solicitate în special la ridicarea tubului pentru montajul construcției metalice deasupra cotei +30 m și în dreptul cotei +105 m.

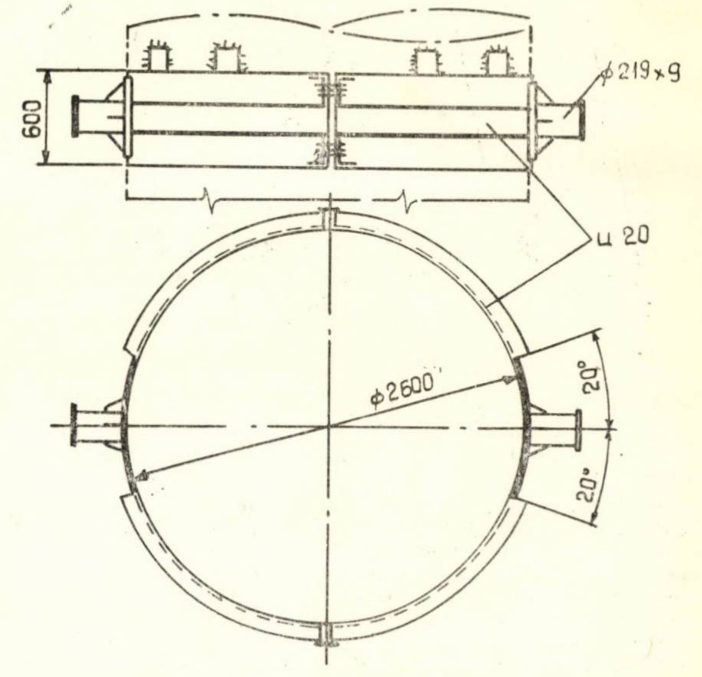


Fig. 16. Centura de ridicare și ancoraj a tubului central

În aceste poziții, efortul în cablu este determinat pe componenta pe direcția cablului, a greutății tubului, cît și a sarcinilor care se ridică.

b) **Crucea de rigidizare a tubului central** (fig. 14). Acest dispozitiv servește pentru rigidizarea tubului central la cota + 137 + 6 m și se montează în interiorul tubului.

c) **Dispozitivul de ancorare a tubului central** (fig. 15) servește pentru ancorarea tubului central de construcția metalică pe timpul ridicării subansamblului construcției metalice cu ajutorul bigilor de montaj.

d) **Centura de ridicare și ancoraj a tubului central** (fig. 16 și 19) servește atît pentru ridicarea primului tronson al tubului între cotele +137 și +122 m, cît și pentru ridicările lui ulterioare, precum și pentru ancorajul tubului.

e) **Dispozitivul de protecție a părții inferioare a tubului central** (fig. 17) se folosește numai pentru protejarea tronsoanelor tubului de aspirație, la sprijinirea pe sol pe timpul ridicării construcției metalice.

f) **Dispozitiv pentru protejarea ancorării cablurilor de ridicare de construcție metalică, pentru ridicarea tubului de aspirație și de prindere a subansamblelor de ridicat cu bigile de montaj** (fig. 18) are rolul numai de a proteja cablurile de ancoraj și de a fixa punctul de prindere la construcția metalică.

5. UTILAJE SPECIALE FOLOSITE PENTRU MONTAJUL PRIZEI DE AER

În afara utilajelor normale de montaj au fost necesare în special trolii manuale și electrice de 5 și 10 t, palane de 5—6 role, macarale tirfor, automacarale (E 750, E 1 400, Coles V), tractoare, remorci de 20 t etc., aparate de măsurat (teodolite, nivele de precizie), mașini-unelte pentru atelier (strung, mașină de găurit, aparat de sudură, polizor), dispozitive speciale de montaj, barăci etc.

6. FORȚELE DE MUNCĂ NECESARE PENTRU MONTAJ

Media muncitorilor planificați pe toată durata lucrărilor a fost de 40 de oameni, la care se adaugă 14 muncitori pentru lucrările auxiliare, adică în total 54 de oameni pe timp de 5 luni și 10 zile. Media reală este mai mică. Aceștia au fost organizați în echipe de transport, preasamblarea construcției metalice, verificări, formare de subansamble la sol, ridicarea la înălțimea de montaj. Muncile auxiliare s-au executat în general în atelier, constînd din diverse remedieri, ajustări, folosind vopsitori, electricieni, mecanici, pază, post de prim ajutor etc.

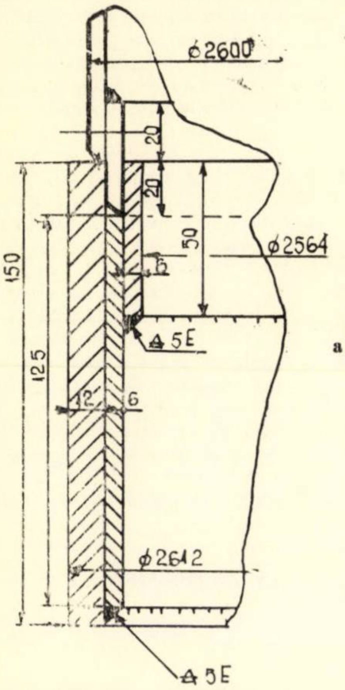


Fig. 17. Dispozitiv de protecție a părții inferioare a tubului central (partea hașurată)

7. MĂSURI DE PROTECȚIA MUNCII

Aceste măsuri sînt cele mai importante pentru desfășurarea normală a montajului. S-au respectat în instrucțiunile date toate măsurile prevăzute pentru protecția montatorilor, atît în normele MICh, cît și în normele M.I.P. sector foraj. În general, se interzice lucrul în condiții meteorologice nefavorabile, noaptea, pe timp de ceață etc., cu muncitori necalificați și obosiți, fără control medical, neprotejați și neasigurați pentru lucrul la înălțime. Montajul se execută după tehnologia de montaj, care asigură o desfășurare sigură a lucrării. Terenul va fi împrejmuit, păzit și va cuprinde barăcile necesare pentru echipe, pentru conducătorul lucrării și atelier, precum și pentru un post de prim ajutor

8. CONCLUZII

Proiectul de montaj, realizat de către Intreprinderea de montaj a Ministerului de Construcții pentru Industria Chimică și Rafinării, a cuprins rezolvarea tuturor problemelor de organizare și conducere a lucrărilor de montaj al prizei de aer, pe baza experienței de montaj a întreprinderii.

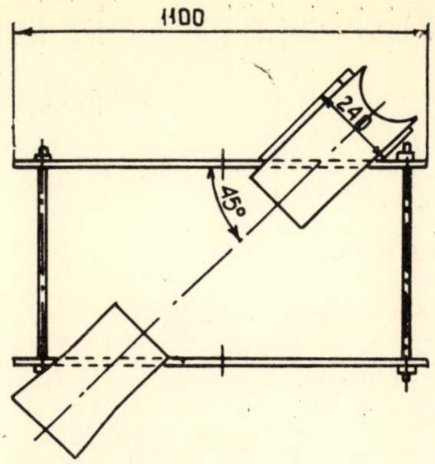
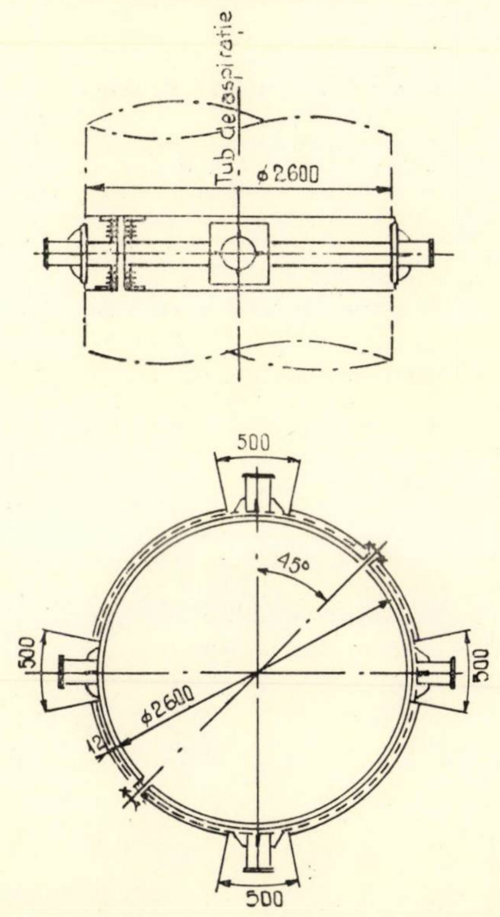


Fig. 18. Dispozitiv de protecție a cablurilor de ancoraj de construcția metalică

S-a urmărit folosirea în cea mai înaltă măsură a mijloacelor mecanice existente, chiar și pentru cote superioare. Pentru înălțimile superioare s-au imaginat și construit cele mai simple și adecvate sisteme de ridicare și montaj, care să asigure un ritm rapid și sigur de montaj, utilizîndu-se principiul modern al montajului în subansamble complet echipate. Originalitatea sistemului de ridicare constă în practicarea montajului cu automacaralele grele la sol și, mai ales, în pregătirea lucrărilor și execuția lor cu dispozitive speciale, la înălțimi mari, care au asigurat o desfășurare a montajului în timp scurt, în condiții sigure, cu o mare productivitate.

Fig. 19. Centură de ridicare și ancoraj a tubului central (4 urechi)



Plăci subţiri prismatice lungi de beton armat folosite la reconstruirea acoperişului unei săli de spectacole

Ing. C. Leonte, ing. C. Mihai, conf. ing. A. Mihul *
DSAPC Iaşi **Institutul politehnic Iaşi**

1. INTRODUCERE

Şarpanta acoperişului cinematografului „Republica" din Iaşi, construit în anul 1924, era realizată din grinzi cu zăbrele de lemn care susţineau învelitoarea de tablă pe astereală de scînduri şi tavanul suspendat cu grosimea de circa 7 cm, executat pe plasă de rabiţ cu izolaţie termică şi cu o rozetă de iluminat artificial dispusă în zona centrală. Grinzile cu zăbrele (deschiderea de circa 21,5 m) rezemau pe zidărie portantă înaltă de circa 14 m.

Datorită degradării în timp a lemnului, precum şi a sistemului de ferme cu tălpi curbe şi cu îmbinări necorespunzătoare (bare întinse îmbinate în cep), acoperişul prezenta deformaţii mari, iar tavanul, fisuri pronunţate. Barele fermelor de lemn prezentau crăpături, iar unele din ele erau forfecate la îmbinările bulonate. Toate acestea puneau în pericol exploatarea sălii de spectacole.

Din cauza stării de degradare a lemnului, a dificultăţilor de consolidare a structurii existente, determinate de modul necorespunzător de alcătuire a nodurilor fermelor, cît şi pentru respectarea cerinţelor „Normelor de pază contra incendiilor", s-a considerat necesară înlocuirea acoperişului de lemn cu un acoperiş de beton armat. Cu această ocazie s-au realizat consolidarea întregii structuri şi lucrări de modernizare a sălii (ecran panoramic, modificarea completă a arhitecturii interiorului sălii şi anexelor, evacuarea spectatorilor prin partea din spate a construcţiei etc.). În figura 1 este prezentat un aspect al exteriorului cinematografului reconstruit.

2. STRUCTURA DE REZISTENŢĂ REALIZATĂ

Din analizarea posibilităţilor de reconstrucţie a acoperişului, care trebuia făcută pe timp de iarnă, s-a stabilit că o soluţie optimă ar prezenta-o alegerea unei structuri care să poată fi executată sub şarpanta existentă, deoarece, în acest caz, măsurile de protecţie împotriva agenţilor atmosferici nefavorabili şi a îngheţ-dezgheţului rezultau minime. Plecînd de la aceasta, acoperişul sălii de spectacole a fost conceput din plăci prismatice lungi de beton armat sub forma unor unde dispuse în sensul transversal al sălii de spectacole (fig. 2), cu coamele situate între fermele acoperişului existent, iar doliile, aproximativ în dreptul tălpilor inferioare ale fermelor, care aveau şi rolul de a susţine cofrajele şi betonul armat neîntărit. Prin demontarea tavanului şi a rozetei rezulta o rezervă de capacitate de rezistenţă care permitea fermelor existente, cu unele măsuri suplimentare, să preia întrega sarcină de execuţie.

În raport cu alte soluţii, pentru deschiderea de circa 21,50 m a sălii, plăcile subţiri prismatice lungi mai prezentau o serie de avantaje importante, ca : înălţimea redusă a acoperişului, comportare bună sub încărcări, rezerve importante de rezistenţă, ca urmare a modului lor spaţial de lucru, execuţie relativ simplă a cofrajului şi în general a celorlalte lucrări, (avînd în vedere condiţiile amplasamentului cinematografului în centrul oraşului şi spaţiul restrîns de teren din jurul său), consum relativ redus de cherestea, posibilităţi bune pentru realizarea izolaţiei hidrofuge ş.a.

Elementele prismatice sînt susţinute de stîlpi din beton armat alcătuiţi din două ramuri care îmbracă pe ambele părţi zidăria (fig. 3). Cele două ramuri se leagă între ele cu ajutorul unor bare dispuse la distanţa de circa 2 m din ax în ax, turnate în golurile realizate în pereţii de cărămidă, prin spargere. Stîlpii reazemă pe fundaţii din beton armat, legate de asemenea monolit cu talpa veche din beton, obţinute prin evazarea locală a acesteia. Întreaga structură de beton armat executată în vederea consolidării construcţiei existente, (care prezenta fisuri importante în pereţi şi fundaţii), s-a conceput în aşa mod încît aceasta să conlucreze cu vechea structură, alcătuind în ansamblu un sistem bine legat.

Elementele geometrice ale plăcii s-au stabilit în funcţie de dimensiunile în plan ale sălii de spectacole, de poziţia fermelor acoperişului vechi şi de recomandările „Instrucţiunilor pentru calculul plăcilor subţiri de beton armat şi beton precomprimat" [1] (fig. 3). În sensul ei longitudinal, fiecare undă ($L/B > 4$) s-a considerat ca o grindă simplu rezemată cu secţiunea în formă de V — care a fost echivalată cu o secţiune în formă de I (fig. 4) — încărcată cu sarcinile aferente considerate uniform repartizate. În sens transversal undelor, placa armată după direcţia deschiderii mai mici (fig. 5) s-a considerat ca o grindă continuă rezemată pe coamele şi doliile undelor.

3. PROBLEME DE EXECUŢIE A ACOPERIŞULUI **

Panta mare de aproximativ 40° a plăcii undelor a făcut necesară studierea prealabilă a tehnologiei de turnare a betonului (de marcă B 250).

Operaţiile de turnare şi compactare ale betonului au fost studiate la sol pe o machetă (fig. 6) la scară naturală,

---

* Autorii în ordine alfabetică.

** Execuţia s-a efectuat de către TRC Iaşi – Şef şantier, ing. Zaionciuc Octav.

Fig. 1. Aspectul cinematografului panoramic, după reconstrucţie

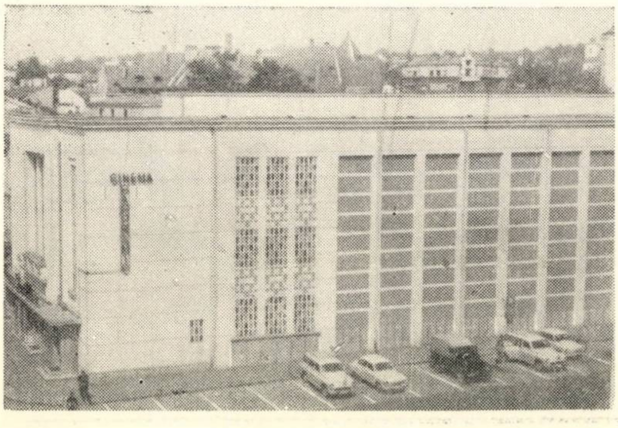
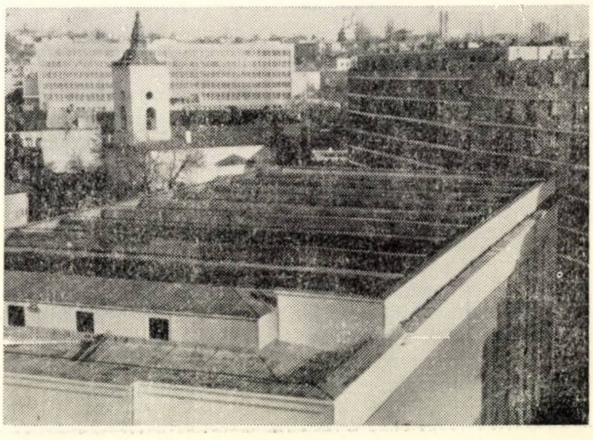


Fig. 2. Vedere de sus a acoperişului din unde prismatice, cu deschiderea de circa 22 m



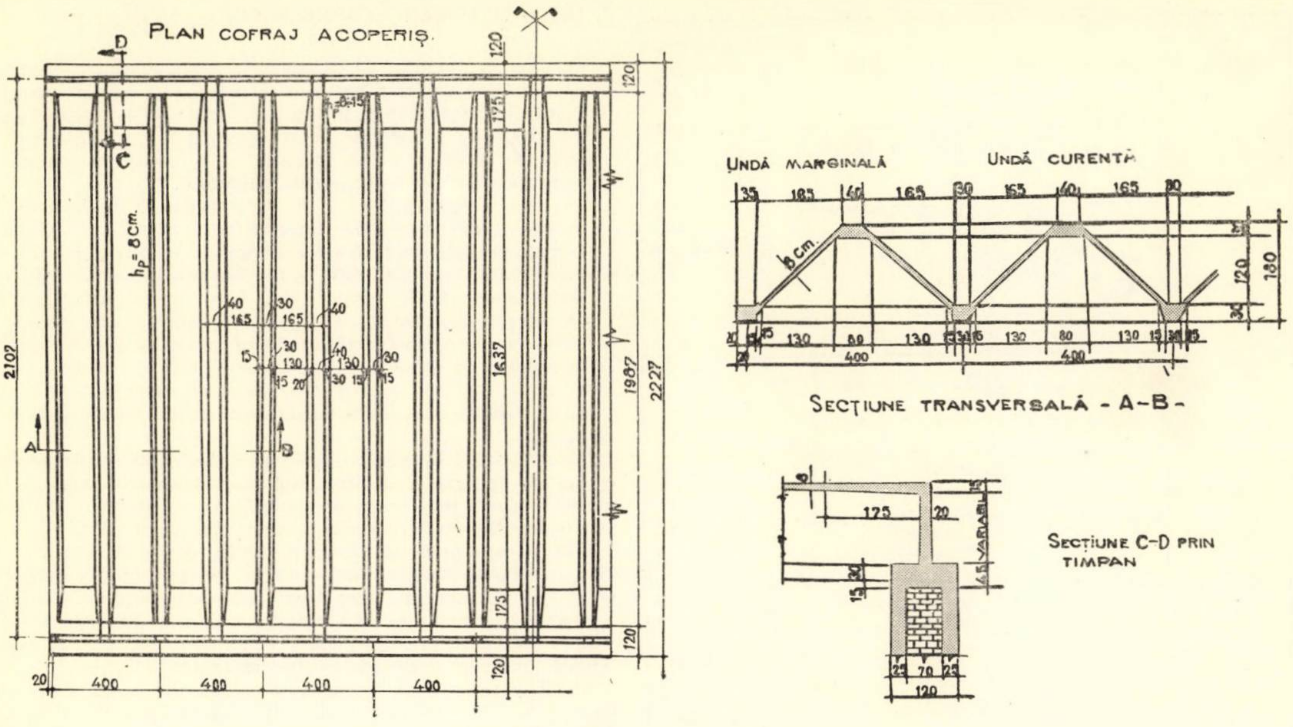

PLAN COFRAJ ACOPERIȘ
D
C
A
B
h_p=8cm
400
2102
1987
2227
UNDĂ MARGINALĂ
UNDĂ CURENTĂ
8 cm
SECȚIUNE TRANSVERSALĂ - A-B -
SECȚIUNE C-D PRIN TIMPAN
175
20
VARIABIL
70
120

Fig. 3. Alcătuirea acoperișului

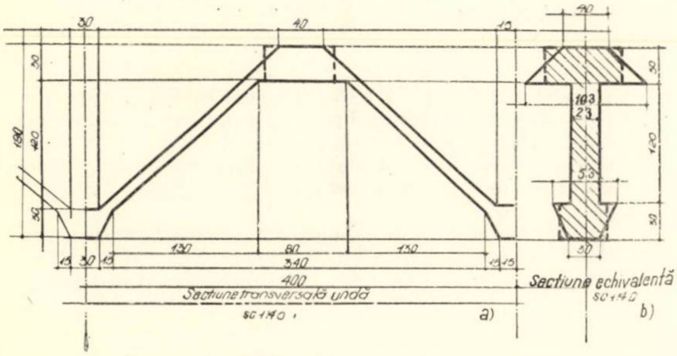

Secțiune transversală undă
Secțiune echivalentă
a)
b)
400
340
130
80

Fig. 4. Secțiunea transversală echivalentă considerată în calculul de dimensionare la moment încovoietor și în calculul săgeților

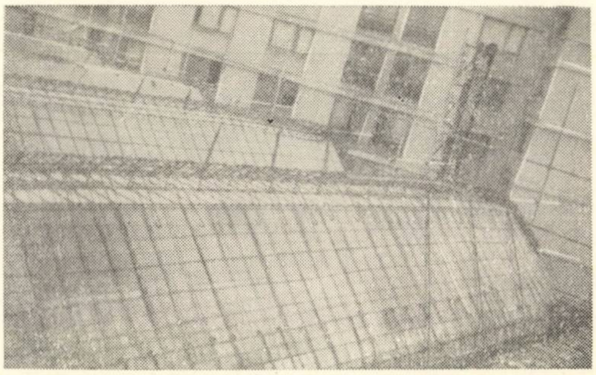


Fig. 5. Armarea undelor prismatice

Fig. 6. Macheta executată în vederea stabilirii tehnologiei de turnare a betonului

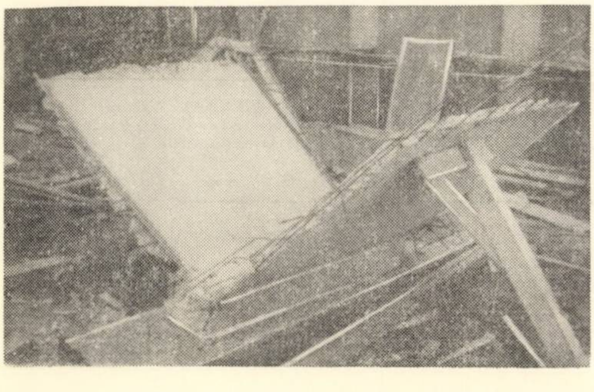
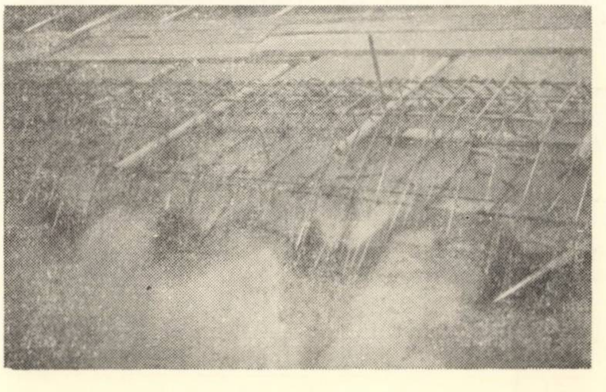


Fig. 7. Executarea rostului de turnare



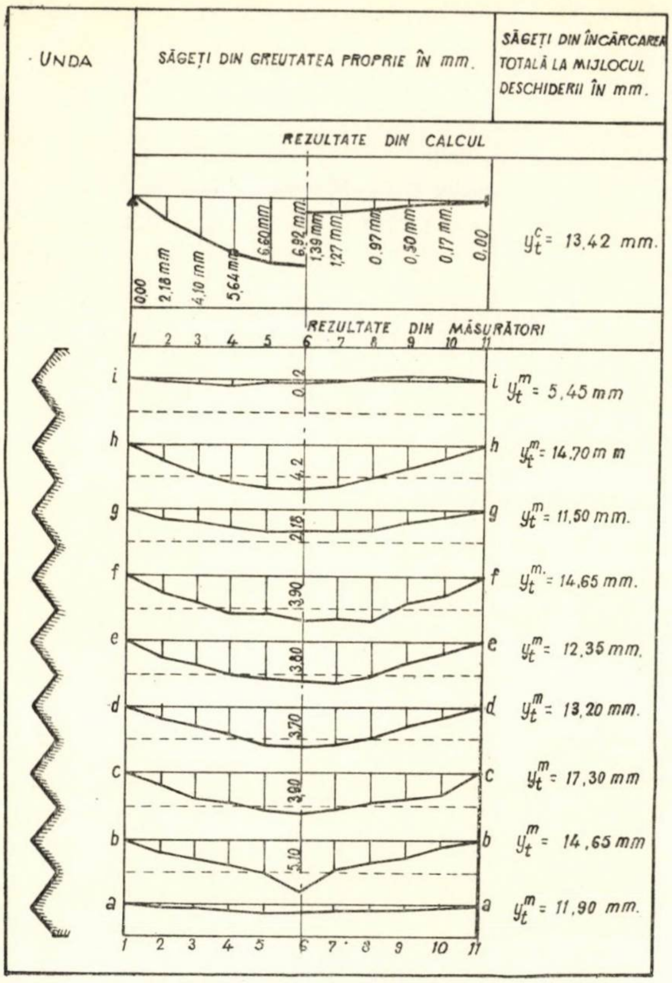


Fig. 8 – Variația săgeților la undele de acoperiș

armată identic cu acoperişul. Turnarea s-a început din dolii spre coamă. Cu toate că s-a folosit un beton vîrtos, la vibrarea zonelor dinspre coame se producea o alunecare a betonului pe pante. Din acest motiv s-a stabilit necesitatea ca turnarea betonului în unde să se facă în două faze. În prima fază s-a turnat partea inferioară a undelor pe circa 2/3 din înălțimea lor, partea superioară terminîndu-se cu dinți de turnare cu dimensiunile de 20×20 cm (fig. 7). În faza a doua s-au turnat coamele de beton (pe o înălțime de circa 1/3 din înălțimea undelor). Rostul de turnare a fost țesut în prealabil cu armătură suplimentară. În acest scop s-au curățit rosturile cu perii de sîrmă și cu jet de aer comprimat. Pentru asigurarea unei bune aderențe a betonului nou turnat la cel întărit, rostul a fost tratat înainte de turnare cu lapte de ciment cu adaos de aracet E 50 în proporție de 40%, preparat după tehnologia prezentată în lucrarea [2]. Tratarea rostului s-a continuat un interval de trei zile prin pensularea suprafeței de contact cu aceeași soluție. Compactarea betonului s-a făcut atît manual cu ciocane și șipci, cît și mecanic, cu vibratoare de adîncime și de suprafață.

Prepararea îngrijită a betonului și executarea atentă a lucrărilor de turnare au făcut ca rezistența betonului obținută să fie de 330 kgf/cm^2, iar la decofrare nu au apărut nici un fel de defecte și nu au fost necesare remedieri.

4. DEFORMAȚIILE ACOPERIȘULUI

Verificarea modului de comportare a acoperişului executat după tehnologia prezentată mai sus s-a făcut prin măsurarea deformațiilor (săgeților) produse de încărcările corespunzătoare greutății proprii a plăcii, greutății termoizolației, a șapelor de mortar, a hidroizolației și a greutății zăpezii și compararea lor cu deformațiile calculate.

Măsurarea deplasărilor s-a făcut cu mijloace topometrice *. Pe fiecare undă, la coamă, au fost fixate cîte 11 repere echidistante ale căror deplasări corespunzătoare diferitelor trepte de încărcare s-au stabilit prin aerofotogrametrie și cu ajutorul unei nivele topografice. S-au făcut citiri înainte de decofrare, imediat după decofrare pentru toate punctele, iar după executarea termoizolației, a șapei de protecție și a hidroizolației și după încărcarea cu zăpadă (în iarna anului 1967 cantitatea de zăpadă căzută fiind apropiată de cea luată în calcul), s-au făcut măsurători numai pentru punctele centrale.

Valorile săgeților pentru aceleași încărcări calculate pentru o undă în ipoteza unei grinzi simplu rezemate la capete și în ipoteza dublei încastrări, în comparație cu datele măsurate, sînt prezentate în diagramele de săgeți din figura 8.

Din compararea săgeților obținute prin măsurători cu cele calculate, rezultă comportarea foarte bună a acoperişului sub acțiunea tuturor încărcărilor considerate. Săgețile măsurate imediat după decofrare, produse de încărcarea provenită din greutatea proprie a plăcii, rezultă pentru toate undele mai mici decît cele deduse din calcul (fig. 8).

Săgețile produse de încărcarea totală la undele curente (unde efectul rezemării longitudinale a undelor de la capete este mai puțin resimțit) au valori puțin mai mari decît cele calculate. Am explicat aceasta prin faptul că între prima și ultima citire a trecut un interval de aproape trei luni, în care s-au adunat și deplasările produse de deformarea în timp a betonului.

5. CONCLUZII

Comportarea bună sub încărcări a acoperişului dovedește că tehnologia adoptată, de turnare a undelor în două faze, cu realizarea continuității prin dinți cu dimensiunile de 20×20 cm, curățirea rostului și pensularea acestuia cu lapte de ciment și aracet, reprezintă o soluție ce poate rezolva în condiții bune turnarea betonului pe suprafețe înclinate cu panta mare.

Se poate aprecia de asemenea că calculul plăcilor prismatice lungi sub formă de unde, în ipoteza de grindă, dă rezultate satisfăcătoare. Calculele sînt simple și ușor de interpretat.

Bibliografie

[1] NIIJB. TNIICS – *Instrucția no proiectirovaniiu jelezobetonnih toncostennih prostranstvennih pocritii i perectitii*, Gosstroizdat, Moscova, 1961.

[2] A. Mihul ș.a. – *Cercetări asupra consolidării construcțiilor și prefabricatelor din beton armat cu mortaruri și betoane de ciment cu adaos de acetat de polivinil.* Buletinul Institutului Politehnic Iași, serie nouă, Tom X (XIV), fasc. 3–4.

---

* La măsurarea deformațiilor au participat ing. E. Popa și ing. I. Barbălată de la disciplina de topografie a Facultății de construcții din Iași. Calculele necesare au fost întocmite de asistent ing. Cuciureanu A.

Consideraţii privind comportarea îmbinărilor la elementele de beton armat prefabricat asamblate prin sudura în cochilie a armăturilor

Ing. N. Borza, ing. V. Brătescu, ing. M. Deleanu, ing. M. Spînoche, ing. M. Weissenberg*
I.S.P.E. INCERC

1. GENERALITĂŢI

În coloanele Revistei construcţiilor şi a materialelor de construcţii au fost prezentate primele lucrări importante din R. S. România la care s-au folosit prefabricate grele de beton armat, asamblate prin sudura în cochilie a armăturilor [1]; de asemenea în lucrările [2] şi [3] sînt prezentate studiile şi experimentările efectuate în anul 1964 asupra sudurilor în cochilie, care au servit drept bază pentru aplicarea acestui procedeu de îmbinare la construcţia structurii de rezistenţă a clădirii principale de la centrala electrică de termoficare Bucureşti — Sud.

Procedeul de sudură în cochilie (impropriu denumit sudură în baie) constînd din sudarea cap la cap a barelor de oţel-beton cu adaos de masă topită, la adăpostul unei cochilii (eclisă curbă) din oţel, este de fapt adaptarea la condiţiile specifice de la noi a procedeului de sudură în baie imaginat în U.R.S.S. de ing. A. I. Brodski şi aplicat pe scară foarte largă în ultimii circa 12 ani în U.R.S.S., R.S.C., R.D.G., R.P.P., R.P.B. [5], [16].

În R. S. România, după aplicarea procedeului la CET Bucureşti — Sud, el a fost folosit în anii 1965—1966 la înnădirea barelor de oţel-beton ale construcţiilor monolite de la CET Craiova II, iar în prezent se utilizează la înnădirea barelor de oţel-beton de la clădirea principală a CTE Deva şi la construcţia ecluzelor, centralei şi barajului de la Sistemul hidroenergetic şi de navigaţie Porţile de Fier. Cu ocazia acestor mari lucrări s-au întreprins prin INCERC — Timişoara studii ample asupra procedeului de sudură, necesare includerii sale în ,,Normativul pentru executarea armăturilor sudate pentru elemente din beton monolit şi prefabricat”, C 28-62, în prezent în revizuire.

Procedeul de sudură ,,în baie” a fost imaginat în mod special pentru îmbinarea elementelor prefabricate mari, la care, datorită avantajelor sale faţă de alte sisteme de îmbinare, a ajuns la o aplicare foarte largă, fiind în unele ţări folosit aproape în exclusivitate [5] — [8].

Comportarea îmbinărilor executate prin acest procedeu a făcut obiectul mai multor studii [7], [9] — [11] ale căror rezultate i-au confirmat calităţile şi au dus la generalizarea sa.

Pentru o mai bună cunoaştere a comportării reale a structurilor realizate din elemente prefabricate asamblate prin intermediul sudurii în cochilie a armăturilor, în vederea generalizării procedeului în R. S. România, s-au efectuat experimentări speciale pe ansambluri monolitizate, realizate în condiţiile concrete ale materialelor şi tehnologiei din ţara noastră.

Încercările trebuiau să clarifice în primul rînd trei aspecte considerate ca insuficient lămurite:

— comportarea unor elemente de beton armat la care toate armăturile de rezistenţă sînt înnădite în aceeaşi secţiune (prescripţiile de proiectare în acest domeniu, STAS 1546 şi normativul condiţionat P. 8-62, introduc restricţii cu privire la procentajul armăturilor ce se pot înnădi în aceeaşi secţiune numai în cazul înnădirilor fără sudură; ţinînd seamă însă de ,,tradiţia” decalării înnădirilor şi la utilizarea sudurii în cazurile curente, s-a considerat indicat a se efectua încercările menţionate);

— influenţa eforturilor iniţiale ce apar în armături şi în beton la răcirea sudurii, ca efect al tendinţei de scurtare a armăturilor;

— comportarea betonului de monolitizare din îmbinări, de consistenţă şi vîrstă diferită faţă de betonul din elementele prefabricate.

Programul de cercetări şi experimentări a fost realizat, în colaborare, de INCERC şi I.S.P.E. Execuţia pieselor şi a îmbinărilor a fost asigurată de întreprinderea Energo construcţia prin şantierul nr. 1 CET Bucureşti — Sud.

Descrierea acestor cercetări şi experimentări şi interpretarea rezultatelor formează obiectul articolului de faţă.

2. OBIECTUL EXPERIMENTĂRILOR

Obiectul experimentărilor efectuate în anii 1966—1967 a fost studierea comportării elementelor prefabricate grele asamblate prin sudura în cochilie a armăturilor, elemente care se întîlnesc în domeniul construcţiilor energetice, în special la stîlpii clădirilor principale de la centralele termoelectrice. Asemenea stîlpi au secţiunea transversală de ordinul a 60—80 cm × 100—200 cm, lungimea de 25—40 m şi se alcătuiesc din tronsoane de 20—30 t greutate. Ei sînt solicitaţi la compresiune excentrică, avînd excentricitatea relativă $\left(\frac{M}{Nh_0}\right)$ cuprinsă între circa 0,03 şi 0,5. Încovoierea provine din acţiunea vîntului, a podului rulant, a forţelor seismice etc.

La aceşti stîlpi se folosesc două tipuri de îmbinări:

— tip A, pentru îmbinarea tronsoanelor curente;

— tip B, pentru îmbinarea cu fundaţia tronsonului inferior de stîlp.

Îmbinarea tip A (fig. 1 a) se realizează cu contactul tronsoanelor pe o suprafaţă mare de beton, pentru mustăţile de armătură fiind prevăzute spaţii nebetonate (alveole pentru armătura de montaj, respectiv şanţuri continue pentru armătura de rezistenţă). Aceste spaţii nebetonate sînt de dimensiuni reduse, asigurînd numai spaţiul necesar sudării şi ele se umplu în final cu un beton de monolitizare.

La îmbinarea tip B (fig. 1 b), tronsonul superior de stîlp reazemă pe fundaţie prin intermediul unui pinten de beton puternic armat. Mustăţile de armătură se sudează în spaţiul din jurul acestui sîmbure central. După sudare, zona de îmbinare se fretează şi se monolitizează.

În figura 1 sînt reprezentate cele 2 tipuri de îmbinări aşa cum au fost realizate la CET Bucureşti—Sud etapa II.

La experimentările efectuate s-au urmărit:

— stabilirea capacităţii portante a celor două tipuri de îmbinări, comparativ cu datele de calcul pentru secţiunea curentă a piesei;

— natura şi aspectul ruperilor;

— regimul de fisurare a elementelor;

— influenţa eforturilor iniţiale datorite sudării;

— comportarea sudurilor în elementele încercate.

Se menţionează că unele experimentări privind eforturile iniţiale şi comportarea sudurilor s-au făcut şi anterior, cu ocazia construirii centralei electrice de termoficare Bucureşti—Sud [1] — [3].

Experimentările întreprinse în anii 1966—1967 de către I.S.P.E. în colaborare cu INCERC s-au efectuat pe două grupe de elemente:

— grupa I, alcătuită din elemente de dimensiuni mari, similare cu stîlpii utilizaţi la centralele termoelectrice, la care s-a urmărit comportarea sub sarcină, în stadiul de exploatare şi la rupere;

— grupa II, alcătuită din elemente cu dimensiuni reduse, la care s-a urmărit evoluţia eforturilor iniţiale provenite din sudarea barelor.

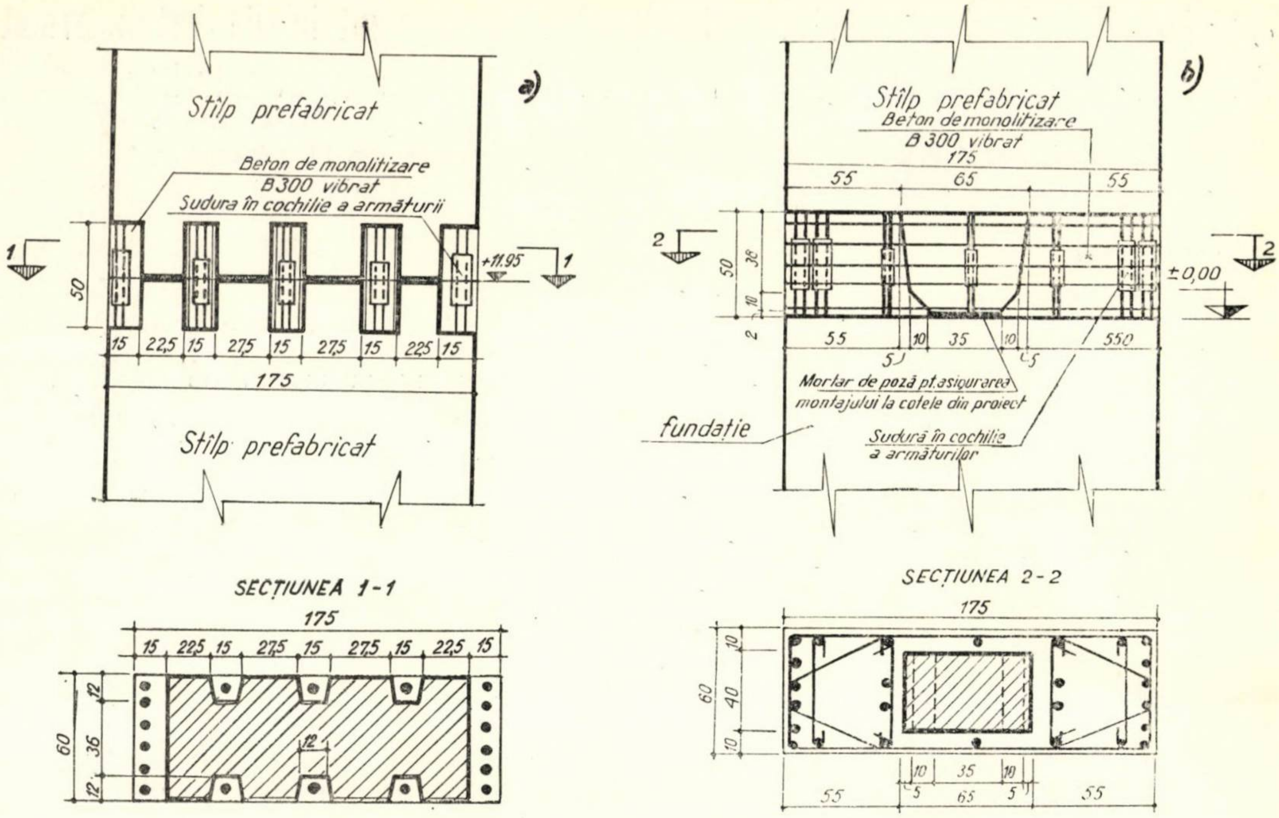
Pentru încercări au fost utilizate elemente de beton armat prefabricat alcătuite din cîte două tronsoane îmbinate între ele prin sudura în cochilie a mustăţilor de armătură lăsate la turnare.

Grupa I a cuprins 14 elemente asamblate cu două tipuri de îmbinări (fig. 2):

— îmbinare curentă de stîlp, tip A (cu alveole practicate în tronsoanele ce se îmbină);

---

* Autorii în ordine alfabetică.


Stîlp prefabricat
a)
Beton de monolitizare
B300 vibrat
Sudura în cochilie a armăturii
+11.95
1
50
15
22,5
27,5
175
Stîlp prefabricat
b)
Beton de monolitizare
B 300 vibrat
55
65
2
38
10
±0,00
35
Mortar de pozā pt. asigurarea montajului la cotele din proiect
fundație
Sudură în cochilie a armăturilor
SECȚIUNEA 1-1
60
36
12
SECȚIUNEA 2-2
40
5

1 a. îmbinare tip A

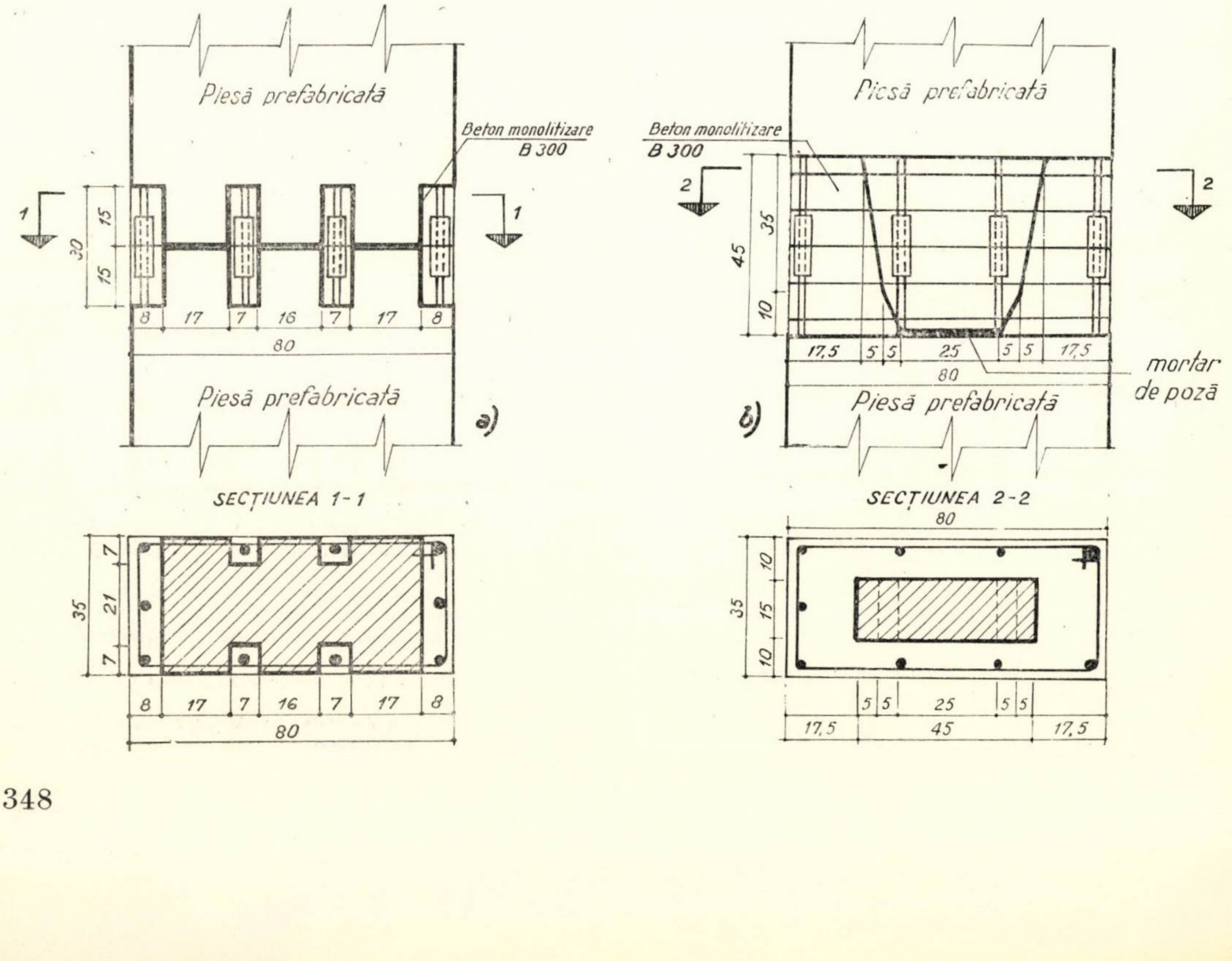
1 b. îmbinare tip B

Fig. 1. Detalii de îmbinare la stîlpii clădirii principale de la CET București — Sud, etapa II

Fig. 2. Detalii de îmbinare la elementele experimentale

2 a. îmbinare tip A

2 b. îmbinare tip B


Piesă prefabricată
Beton monolitizare
B 300
1
30
15
8
17
7
16
80
Piesă prefabricată
a)
2
45
35
10
17,5
5
25
mortar de pozā
b)
SECȚIUNEA 1-1
21
SECȚIUNEA 2-2
45

— îmbinare de stîlp cu fundația, tip B (cu pinten şi monolitizare locală).

S-au încercat patru tipuri diferite de elemente A, notate A-1 ÷ A-4 şi două tipuri diferite de elemente B, notate B-1 şi B-2.

La alcătuirea elementelor-model destinate încercărilor, dimensiunile geometrice ale secțiunii de beton au fost menținute constante, diferențierea între tipurile A 1 ÷ A 4 şi B-1, B-2 obținîndu-se prin varierea următorilor parametri :

— procentul de armare ;

— diametrul barelor de armătură ;

— marca şi profilul oțelului.

La alcătuirea pieselor experimentale s-au avut în vedere următoarele criterii de similitudine cu elementele din construcția reală :

— pentru secțiunea curentă a elementului de încercare s-a păstrat raportul laturilor de la secțiunea elementelor din construcția reală ;

— la piesele de tip A s-a păstrat raportul între secțiunea curentă a elementului şi suprafața de contact a tronsoanelor ca la elementele din construcția reală ;

— la piesele de tip B s-a păstrat raportul între secțiunea totală de armătură şi suprafața de contact a tronsoanelor ca la elementele din construcția reală ;

— s-au menținut aproximativ procentele de armare ca la stîlpii reali ; pentru piesele experimentale s-au adoptat procente de armare variind între 0,89% şi 2,63%, față de procentele de armare ale stîlpilor reali care se plasează între limitele 0,8—2,88% (s-a luat în considerare şi armătura de montaj) ;

— s-a păstrat lungimea liberă a mustăților de armătură în regiunea îmbinării ca la piesele din construcția reală ;

— s-a păstrat distanța între barele de armătură ca la elementele din construcția reală ;

— s-au utilizat bare de armătură cu diametrul egal cu cel folosit în construcția reală.

Grupa a II-a a cuprins 10 piese de dimensiuni reduse, armate cu cîte patru bare, diferențierile rezultînd din varierea diametrului şi a tipului de armătură, precum şi a lungimii libere a mustăților de armătură. Pentru aceşti parametri s-au utilizat aceleaşi valori ca cele de la elementele grupei I.

3. REALIZAREA EXPERIMENTĂRILOR

Elementele care urmau să fie supuse încercărilor au fost executate în condiții de şantier, după tehnologia folosită în mod curent. Piesele din grupa I au avut secțiunea transversală de 35 × 80 cm şi lungimi de 8,0 şi 9,0 m. Armăturile utilizate au fost de Ø 20, 28, 32 şi 36, de marcă OL 38 şi PC 52. Piesele din grupa II au avut secțiunea transversală de 20—25 cm × 25—50 cm şi lungimi de 3,0 şi 4,0 m. Ele au fost armate cu tipurile de armătură utilizate la grupa I.

Pentru executarea pieselor s-a prescris prin proiect beton de marcă B 250 şi 2 mărci de oțel, OL 38 şi PC 52, cu limita de curgere minimă admisă de STAS 2200, respectiv 3 400 kg/cm². Caracteristicile reale pentru materialele utilizate la confecționarea acestor piese, verificate în laborator, au fost sub cele prescrise. S-au realizat betoane cu marca variind între 172 şi 222 kg/cm² (pe cuburi aburite, încercate în ziua ruperii piesei), iar limita de curgere a oțelului a variat pentru OL 38 între 2110—2515 kg/cm², iar pentru PC 52 între 3110—3440 kg/cm². Pentru monolitizări s-a prescris beton de marcă B 300 şi s-a realizat o medie de 257 kg/cm².

Asamblarea pieselor, constînd din sudarea şi monolitizarea a cîte două tronsoane, s-a făcut pentru toate elementele în poziție verticală (fig. 3, 4). Sudarea barelor s-a efectuat de către doi sudori care sudau concomitent cîte două bare diametral opuse. Procesul tehnologic s-a desfăşurat conform prevederilor din „Instrucțiuni privind executarea şi controlul sudurii în cochilie'', elaborate de I.S.P.E. în 1965.

În scopul aprecierii gradului în care execuția monolitizării influențează capacitatea portantă a secțiunii de îmbinare s-au încercat şi două piese de tip A cu alveolele nemonolitizate. Piesele din grupa II au rămas nemonolitizate.

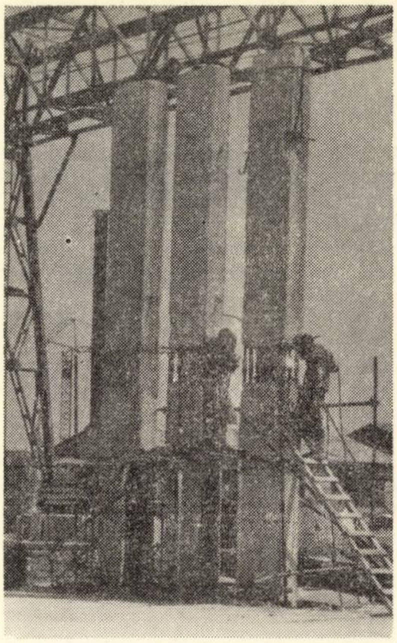


Fig. 3. Asamblarea elementelor experimentale din grupa I

Piesele din grupa I s-au încercat în poziție orizontală, creîndu-se o schemă de solicitare similară cu situația reală, respectiv o solicitare de compresiune excentrică cu excentricitățile relative $\left(\frac{M}{Nh_0}\right)$ variind între circa 0,25 şi 0,50 în stadiul de exploatare, adică de ordinul celor ce se realizează în mod obişnuit în stîlpii clădirilor principale de la construcțiile centralelor termoelectrice. Nu s-a considerat interesant să se facă experimentări cu excentricități relative mai mici decît 0,25.

Standul de încercare a fost alcătuit dintr-o grindă turnată în pămînt, prevăzută cu două culee puternice şi trei cadre metalice prin intermediul cărora se creau, pentru fiecare element, cîte două puncte de rezemare la acțiunea forțelor verticale (fig. 5, 6).

Forța axială s-a realizat prin intermediul a două prese hidraulice de 100 t, acționînd la unul din capete, între o culee şi element. Momentele încovoietoare, respectiv excentricizarea forței, s-au realizat prin încărcarea cu cîte două forțe verticale, transmise de prese hidraulice de 50 t, acționînd pe verticală de jos în sus (fig. 5).

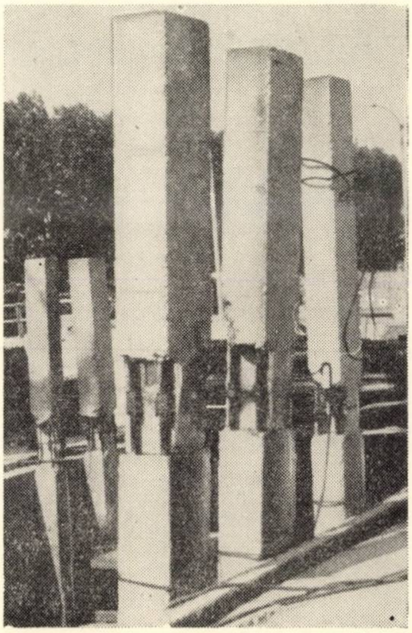


Fig. 4. Asamblarea elementelor experimentale din grupa II

În cursul încercărilor, prin măsurătorile efectuate, s-a urmărit evoluția datelor care caracterizau comportarea îmbinării.

Așa cum s-a arătat, la elementele din grupa I s-au urmărit:

a. *Regimul de fisurare a elementului.* S-a constatat vizual treapta de încărcare la care au apărut primele fisuri. În continuare s-a urmărit evoluția fisurilor, măsurînd deschiderea lor în diferite puncte la fiecare treaptă de încărcare. Măsurarea deschiderii fisurilor s-a făcut cu o lupă gradată în zecimi de mm.

b. *Deformabilitatea sub sarcină.* S-au măsurat deplasările elementelor pe verticală, la fiecare treaptă de încărcare, determinîndu-se săgețile la mijlocul elementelor și în dreptul forțelor concentrate. Măsurătorile s-au făcut cu ajutorul unor comparatoare cu fir (fleximetre), iar pentru urmărirea deplasării reazemelor s-au folosit comparatoare cu tije.

c. *Valoarea solicitărilor de rupere.* Mărimea forțelor în momentul ruperii elementului s-a obținut prin intermediul manometrelor, fiecare presă fiind etalonată înainte de începerea experimentărilor.

d. *Variația eforturilor din barele de armătură în timpul încercării și valoarea eforturilor inițiale provenite din sudarea barelor la unele elemente experimentale.* S-au efectuat măsurători tensometrice cu ajutorul unor traductoare electrice rezistive lipite pe armături. Prin tăierea în final a barelor, care nu au intrat în curgere pînă în momentul ruperii piesei, s-a obținut valoarea eforturilor inițiale provenite din sudare. Pentru verificarea intrării în curgere a armăturilor din zona întinsă, la unele elemente la care nu s-au făcut măsurători tensometrice în timpul încercării, s-au făcut citiri cu deformetre cu baza de 20 cm între reperi lipiți pe beton.

La piesele din grupa II s-au urmărit:

a. *Valoarea eforturilor inițiale.* S-au făcut măsurători tensometrice la un interval oarecare de timp după sudare, determinîndu-se variația deformațiilor specifice (respectiv a eforturilor unitare) din armături la tăierea lor, respectiv la dispariția eforturilor inițiale.

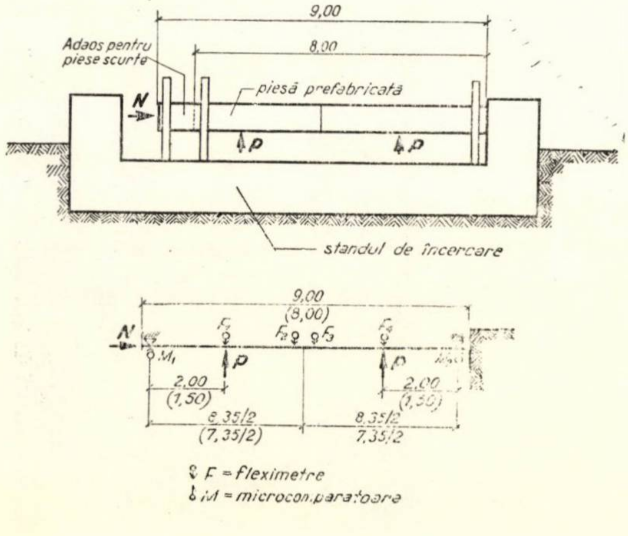
b. *Variația în timp a eforturilor inițiale.* Măsurătorile s-au făcut cu deformetre Bernard Holle-Magdeburg, cu baza de 5 și 10 cm.

4. REZULTATE EXPERIMENTALE

4.1. Capacitatea portantă

În general, ruperea elementelor s-a produs prin curgerea armăturii din zona întinsă urmată de cedarea zonei comprimate, în majoritatea cazurilor însoțită de flambarea barelor comprimate. La cele două elemente tip A nemonolitizate, flambarea barelor din zona comprimată și cedarea elementului s-au produs o dată cu deschiderea ceva mai pronunțată a fisurilor din zona întinsă, fără a se evidenția o perioadă distinctă de curgere a armăturilor întinse.

Fig. 5. Schema standului de încercare și a poziționării aparatelor de măsură. Cifrele din paranteză se referă la piesele scurte



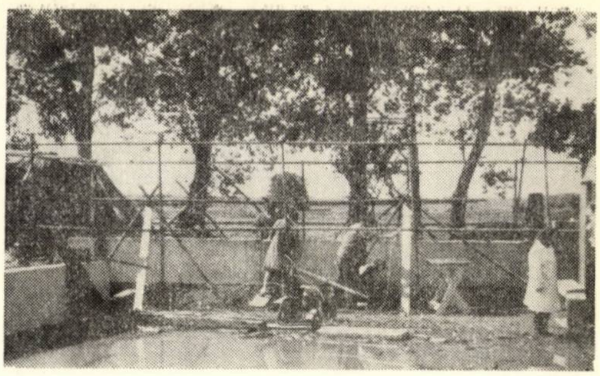


Fig. 6. Standul de încercare

La elementele tip A ruperile s-au produs în zona de îmbinare, iar la elementele tip B în piesă, la distanțe de la îmbinare de 0,15—1,20 m (fig. 7, 8).

În ceea ce privește mărimile solicitărilor de rupere, valorile experimentale au fost apropiate de cele de calcul, determinate cu caracteristicile materialelor verificate experimental. Raportul $\frac{N_{rup}}{N_{calc}}$ a variat între limitele 0,95—1,23. Forța de rupere de calcul a fost determinată pentru secțiunea curentă a elementului.

Valoarea 0,95 s-a obținut pentru o singură piesă, care la montarea în stand fusese scăpată din macara și suferise deteriorări, cifra imediat superioară fiind 0,985. În tabela 1 sînt prezentate tipurile de elemente încercate cu principalele caracteristici, precum și valorile experimentale și de calcul ale solicitărilor de rupere. După cum reiese din această tabelă, raportul între forța de rupere și cea de calcul a fost mai mare la elementele tip A-1 și A-2, armate cu bare de diametru Ø 20 (OL 38 și PC 52), decît la celelalte elemente armate cu bare de diametru mai mare. Pentru cele două elemente nemonolitizate (notate în tabela 1 cu A-3′) calculul raportului de mai sus s-a făcut luînd în considerație secțiunea reală de beton (cu excluderea spațiilor nemonolitizate). Raportate la capacitatea portantă a secțiunii curente a elementului, valorile experimentale la aceste două piese reprezintă 0,85 și 0,90. Se poate trage concluzia că în ipoteza unei monolitizări cu defecte de execuție se va produce o scădere relativ redusă a capacității portante în secțiunea de îmbinare.

4.2. Deformații

Cu excepția elementelor încercate fără monolitizare, cele mai mari săgeți obținute la încărcarea de exploatare, după 2—3 cicluri de încărcare-descărcare, au fost de 2,25 cm, respectiv 1/371 din deschidere.

Rezultatele calculului corespund satisfăcător cu datele experimentale, după cum reiese din tabela 1, obținîndu-se diferențe care variază între +21% și —26%. La un singur element, XII B-1, valoarea experimentală o depășește pe cea de calcul cu 34%.

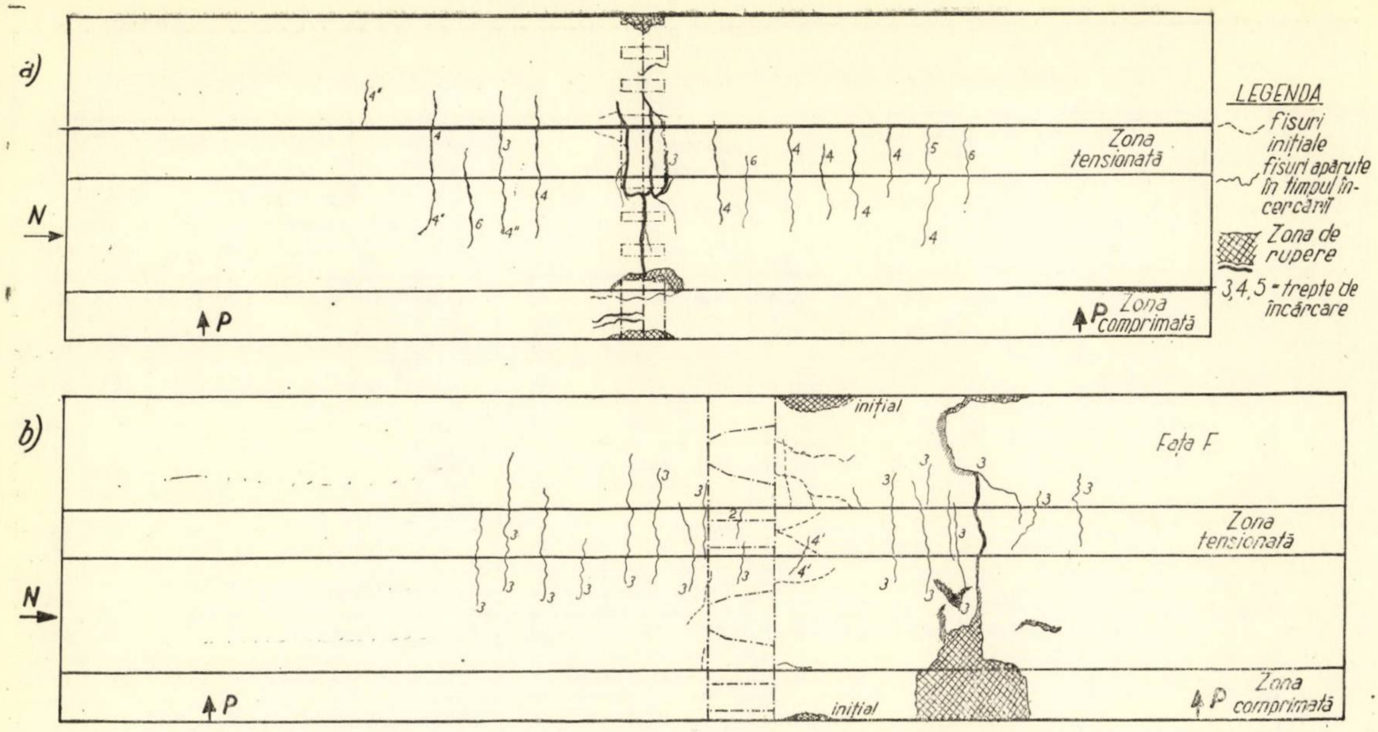
Acest element avea monolitizarea executată nesatisfăcător, lucru care nu a influențat totuși asupra capacității sale portante. Săgețile de calcul s-au stabilit luînd rigiditatea conform prevederilor din proiectul de revizuire a standardului de stat 1546-50, redactarea II (INCERC, 1966).

În figura 9 se arată variația săgeților la diferite trepte de încărcare pentru un element de tip A.

4.3. Regimul de fisurare

Procesul de sudare a barelor nu a determinat producerea de fisuri la elementele cu îmbinări de tip A.

La îmbinările de tip B, la răcirea sudurii, s-a produs în toate cazurile fisurarea pintenului. În figura 10 se dă releveul de fisuri apărute în urma sudării în zona îmbinării la o piesă de tipul B. Monolitizarea relativ mare, executată



7 a – releveu la piesa IX A-1 7 b – releveu la piesa XIV B-2

Fig. 7. Relevee de fisuri (vederi desfășurate)

cu fretare puternică în regiunea îmbinării, face ca această stare de fisurare a pintenului să nu influențeze capacitatea portantă a piesei, fapt confirmat la experimentări.

În timpul încercării, fisurile nou-apărute au putut fi observate în general la treapta imediat superioară valorii obținute prin calcul pentru solicitarea de apariție a fisurilor (între treptele de încărcare nu s-au făcut observații sistematice). În tabela 1 sînt arătate treptele de încărcare la care s-au notat primele fisuri vizibile, precum și valorile rezultate din calcul.

Nu este cazul a se face o comparație cantitativă, întrucît calculul apariției fisurilor nu este prevăzut în prescripții (determinarea s-a făcut pe baza ipotezelor generale privind comportarea elementelor de beton armat la limita stadiului I a).

Deschiderea fisurilor la solicitările de exploatare s-a încadrat în general în prevederile prescripțiilor privind elementele la care nu se pun condiții speciale în acest sens (valoarea maximă admisă 0,3 mm).

Releveele de fisuri pentru două grinzi de tip diferit sînt prezentate în figura 7. În tabela 1 sînt cuprinse datele de calcul privind deschiderea medie a fisurilor, precum și valorile medii și maxime determinate experimental. Calculul s-a făcut conform prevederilor din normativul condiționat P 8-62. Valorile maxime măsurate sînt determinate după 2—3 cicluri de încărcare continuă-descărcare la solicitarea de exploatare.

Deși deschiderile fisurilor se încadrează în general în limite admisibile, iar deschiderile medii pe element corespund acceptabil cu valorile calculate, se remarcă totuși, față de elementele obișnuite de beton armat, o oarecare tendință de dezvoltare mai puternică a fisurilor de deschidere maximă, explicabilă prin aderența ceva mai slabă ce se realizează în zona din jurul îmbinării.

4.4. Eforturi inițiale provenite din sudarea armăturilor

În urma execuției sudurii, datorită răcirii barelor și a materialului de aport, se dezvoltă atît în armătură, cît și în beton o serie de eforturi interioare. Mărimea eforturilor inițiale din armătură variază în barele aceleiași secțiuni, funcție de un număr mare de parametri, dintre care cităm :

— ordinea de sudare a barelor ; în barele care sînt sudate la început, eforturile unitare scad după sudarea celorlalte bare, astfel încît la încercările efectuate, în unele armături, s-au obținut chiar eforturi de compresiune ;

— posibilitățile de strivire și în general de deformare a rostului și a zonei de îmbinare ; în această direcție se menționează faptul că îmbinările de tip B, avînd o deformabilitate mai mare în zona îmbinării, au condus în ansamblu la eforturi inițiale mai mici ;

— lungimea zonei libere a armăturii în îmbinare și a lungimii pe care armătura lunecă în beton, ca urmare a ruperii aderenței propriu-zise ;

— procentul de armare, tipul oțelului utilizat, precum și diametrul armăturilor ;

— o serie de condiții legate de execuție : poziționarea corectă a armăturilor, strîmbarea lor și distanța dintre cele două capete ale armăturii care trebuie umplută cu material de adaos, respectarea condițiilor referitoare la tehnologia de execuție a sudurii, modul cum se realizează contactul dintre cele două tronsoane ce se asamblează.

Fig. 8. Fotografia feței F a elementului XIV B-2 în faza de rupere

a – zona de îmbinare
b – zona de rupere
c – loc de poziționare a mărcilor electrice rezistive

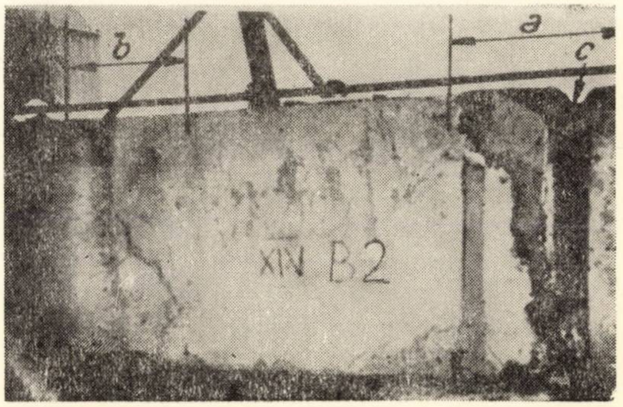


Tabela 1

DATE CARACTERISTICE DE CALCUL ȘI DE EXPERIMENTARE.

Nr. crt.	Indicativul elementului	Armare	Rezistența cubică a betonului aburit (kg/cm²)	Limita de curgere a oțelului (kg/cm²)		Solicitările de rupere			Excentricitate relativă (la rupere)	Capacitatea portantă de calcul		Nr. / N.calc	Săgeata (mm)		Fisuri la exploatare (mm)			Forța de fisurare NF(t)	
															Experimentale				
				PC 52	OL 38	Nr (t)	Pr (t)	Mr (tm)	$\frac{e_0}{h_0}$	Ncalc (t)	Mcalc (tm)		Experimentală	De calcul	Valoare maximă	Media citirilor	Valoare de calcul	Experimentală (treapta la care s-au notat primele fisuri)	De calcul
1	VIII A-1	6 ϕ20 OL 38	222	—	2 480	180	62	93	0,70	148	77	1,23	9,88	11,0	0,15	0,08	0,18	46,6	44,3
2	IX A-1	6 ϕ20 OL 38	222	—	2 450	180	52,5	79	0,58	162	71	1,12	9,63	10,6	0,30	0,12	0,22	46,6	37,40
3	VII A-2	6 ϕ20 PC 52	204	3390	—	200	51,3	77	0,52	197	76	1,04	10,16	10,80	0,18	0,09	0,14	50	38,60
4	XI A-2	6 ϕ20 PC 52	204	3440	—	200	55	82,5	0,55	187	77,5	1,07	9,68	8,30	0,10	0,05	0,10	80	36,70
5	I A-3'	6 ϕ28 OL 38	222	—	2 400	166,6	31,3	62,6	0,51	163	62	1,02	19,78	—	—	—	—	—	—
6	VI A-3'	6 ϕ28 OL 38	188	—	2415	153,4	26,5	53	0,46	160	55	0,965	28,0	—	—	—	—	—	—
7	II A-3	6 ϕ28 OL 38	188	—	2 515	200	39,25	78,5	0,53	200	78	1,00	11,79	16,0	0,25	0,14	0,17	60	37,60
8	III A-3	6 ϕ28 OL 38	188	—	2 455	184	37,5	75	0,55	187	76,5	1,00	15,38	15,50	0,35	0,19	0,17	60	38,40
9	IV A-4	6 ϕ28 PC 52	172	3 110	—	200	37,5	75	0,51	223	84	0,95	16,79	16,0	0,35	0,16	0,13	60	38,90
10	V A-4	6 ϕ28 PC 52	172	3 310	—	200	45	90	0,61	203	91,5	1,02	12,45	17,0	0,10	0,06	0,14	60	35,90
11	XII B-1	6 ϕ36 OL 38	200	—	2 110	200	45	90	0,63	205	92,2	1,01	22,50	16,80	0,08	0,05	0,08	—	—
12	XIII B-1	6 ϕ36 OL 38	200	—	2 220	200	52,5	105	0,72	189	99,2	1,06	19,80	17,70	0,15	0,06	0,08	68,6	45,30
13	X B-2	6 ϕ32 PC 52	200	3 235	—	171,4	47,5	95	0,74	177	97,8	0,99	—	—	—	—	—	—	—
14	XIV B-2	6 ϕ32 PC 52	200	3 430	—	200	45	90	0,60	218	98	0,985	19,88	16,40	0,10	0,07	0,08	68,6	44,30

Măsurători efectuate cu scopul special de a determina mărimile eforturilor unitare inițiale din armături s-au făcut pe elementele de dimensiuni reduse din grupa II.

Valorile deformațiilor specifice, măsurate cu deformetre, au fost de ordinul a 0,50—0,85 $^0/_{00}$ la scurt interval după executarea sudurilor, respectiv 0,20—0,50$^0/_{00}$ la 3—8 zile după sudare. Măsurătorile au indicat și valori individuale de ordinul a 2$^0/_{00}$, ceea ce corespunde intrării în curgere a armăturilor.

Ca rezultat al măsurătorilor efectuate după 16—29 zile de la sudare prin tensometrie electrică pe piesele din grupa II s-au obținut în medie deformații specifice de cca. 0,50$^0/_{00}$ cu valori mergînd de la 0,20 la 0,85$^0/_{00}$. Valori individuale, izolate, au ajuns pînă la cca 1,20$^0/_{00}$. La elementele de tip B media deformațiilor specifice măsurate a fost de 0,48$^0/_{00}$ la cca 10 min după terminarea sudurii, respectiv, 0,23$^0/_{00}$ după 2 zile de la sudare. În figura 11 se reprezintă deformațiile specifice medii deduse pe baza măsurătorilor efectuate cu deformetre pentru un element din grupa II, similar cu îmbinarea tip A. În figura 12 sînt reprezentate deformațiile specifice medii pentru o piesă tip B.

Cu toată această variație foarte largă a mărimii eforturilor inițiale, verificată experimental și justificată teoretic, se poate considera că:

— imediat după sudarea și răcirea barelor, eforturile unitare inițiale în armături la îmbinările de tip A pot ajunge în unele bare la limita de curgere, media pe secțiune rămînînd în mod obișnuit în limitele a 1 000—1 800 kg/cm²; la îmbinările de tip B această valoare atinge în medie 1 000 kg/cm²;

— în timp, eforturile inițiale scad, cu tendința de relaxare, iar valoarea medie curentă la 16—29 zile de la sudare este la îmbinările tip A de 1 000—1 200 kg/cm², iar la cele tip B de 500—600 kg/cm², valorile inferioare corespunzînd oțelului OL 38, iar cele superioare oțelului profilat PC 52.

Fig. 9. Deformațiile măsurate la piesa VIII A-1

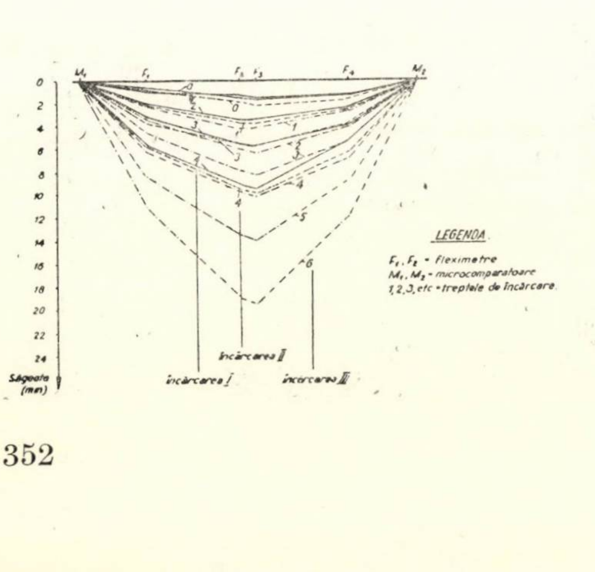
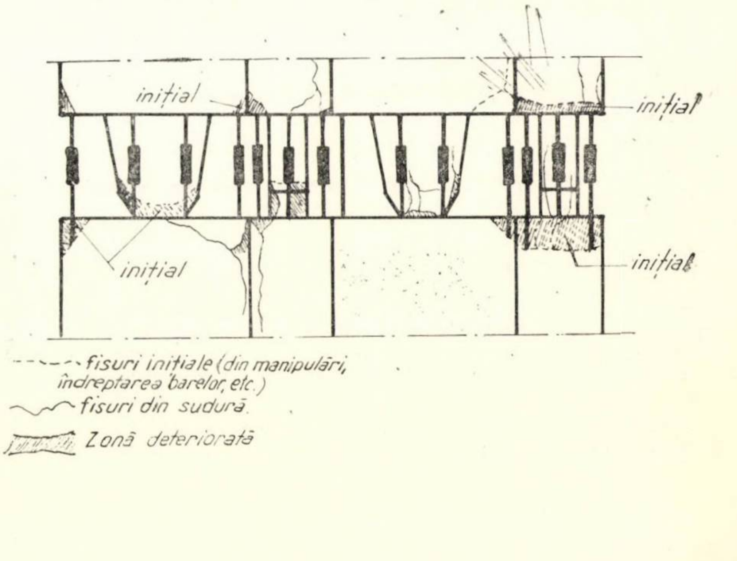


Fig. 10. Fisuri apărute la sudarea piesei XB-2 (vedere desfășurată)



Valorile obţinute coincid cu rezultatele studiilor efectuate de I.S.P.E. în 1964, cu ocazia construcţiei centralei electrice de termoficare Bucureşti — Sud [2], [3].

Aceste studii au cuprins măsurători pe epruvete sudate independente şi măsurători pe barele sudate în construcţie, efectuate cu mijloace mecanice şi prin tensometrie electrică. În cazul îmbinărilor de tip B, măsurătorile mecanice şi tensometrice au dat, pentru armături confecţionate din oţel OLX 52, o medie de 551 kg/cm², cu valori variind între 250 — 770 kg/cm², în care cifrele inferioare corespund armăturilor de tip OLX 52, iar cele superioare armăturilor din PC 52. Pe îmbinările de tip A nu s-au făcut măsurători, considerîndu-se evident că eforturile care apar pot atinge limita de curgere.

Studiile efectuate în U.R.S.S. [9] au indicat pentru îmbinările de tip B o valoare medie a eforturilor iniţiale de 828 kg/cm², iar pentru cele de tip A o medie de 2 277 kg/cm². Cercetările s-au făcut pe bare de armătură confecţionate din oţel avînd rezistenţa normată 4 000 kg/cm².

În ceea ce priveşte influenţa eforturilor iniţiale asupra comportării pieselor, principial starea de eforturi la care se face referirea, echilibrată interior, nu duce la modificarea capacităţii portante a elementului, fapt confirmat şi prin experimentări. Acest lucru a fost constatat şi în alte ţări care aplică de mulţi ani acest procedeu de îmbinare. Cercetările efectuate în U.R.S.S. au dus la concluzia că aceste îmbinări restabilesc complet caracterul monolit şi rigiditatea pieselor [7].

4.5. Comportarea sudurii

La încercarea pînă la rupere a elementelor monolitizate, nici una din suduri nu a cedat.

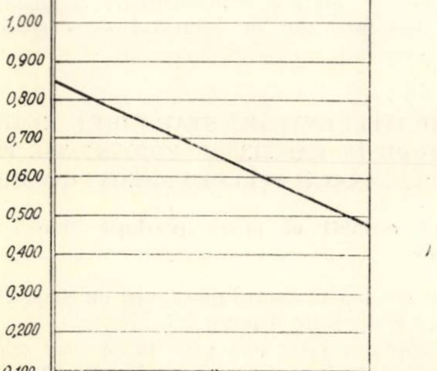
În scopul verificării capacităţii portante a sudurilor care au lucrat în îmbinare, comparativ cu materialul de bază al armăturilor, s-au decupat epruvete din zona de îmbinare a grinzii rupte, atît din regiunea întinsă, cît şi din cea comprimată şi s-au supus încercărilor fizico-mecanice. Interpretarea rezultatelor a dus la următoarele concluzii :

— toate ruperile epruvetelor s-au produs în afara sudurilor ;

— din 28 de epruvete încercate, opt s-au rupt în zona de influenţă termică, iar restul în materialul de bază ; patru din cele opt ruperi în zona de influenţă termică au fost provocate de defecte de fabricaţie a barelor, celelalte ruperi în zona de influenţă termică s-au produs la valori similare cu cele obţinute în materialul de bază ;

— atît sudurile care au lucrat în piesă la întindere cît şi cele care au fost comprimate au prezentat la încercări o capacitate ridicată de lucru mecanic, constatată prin alungiri corespunzătoare valorilor de bază ale calităţii de oţel folosit.

Fig. 11. Variaţia în timp a deformaţiilor specifice la armăturile sudate ale unei piese din grupa II



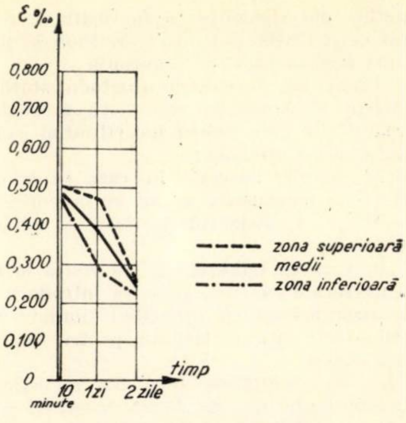


Fig. 12. Variaţia în timp a deformaţiilor specifice la armăturile sudate ale unei piese tip B

Experimentările au arătat în mod clar că sudurile, realizate în proporţie de 100 % în aceeaşi secţiune de moment maxim, nu au reprezentat un punct slab al piesei de beton armat, conferind un coeficient de înnădire egal cu unitatea.

5. CONCLUZII

5.1. Comportarea îmbinărilor

Încercările efectuate au arătat în ansamblu o comportare bună a sistemului de îmbinare analizat, confirmînd concluziile practicii de mulţi ani din U.R.S.S., R.P.P., R.S.C., R.P.B., R.D.G., unde aceste îmbinări se consideră ca secţiuni curente ale pieselor de beton armat. Concluziile principale ale cercetărilor sînt următoarele :

— Capacitatea portantă a zonei de îmbinare este practic egală cu cea a secţiunii curente a piesei, raporturile dintre forţa de rupere experimentală şi cea de calcul (cu caracteristicile reale ale materialelor), grupîndu-se între valorile 0,95 — 1,23 (valoarea 0,95 s-a obţinut pentru o singură piesă, cifra imediat superioară fiind 0,985). Ruperile s-au produs la îmbinările tip A în zona îmbinării, iar la cele tip B în afara îmbinării.

— În privinţa deformaţiilor, rezultatele experimentale corespund acceptabil cu calculele. Raporturile între săgeţile maxime măsurate după 2 — 3 cicluri de încărcare-descărcare la sarcina de exploatare şi săgeţile de calcul au fost cuprinse între 0,75 şi 1,20.

— Apariţia fisurilor s-a observat la treapta de încărcare imediat superioară valorii calculate pentru forţa de fisurare. Deschiderea fisurilor la exploatare s-a încadrat în general în limite admise în prescripţii pentru elemente la care nu se cer condiţii speciale în acest sens. Valorile medii ale deschiderilor, măsurate după 2 — 3 cicluri de încărcare-descărcare, corespund cu valorile de calcul. Ceva mai mari decît în cazuri curente similare au fost unele deschideri maxime de fisuri.

— Eforturile iniţiale din sudură au avut (după două pînă la patru săptămîni de la sudare) pentru îmbinările de tip A o valoare medie de 1 000 kg/cm², existînd şi valori individuale care au ajuns pînă la limita de curgere, iar pentru cele de tip B o medie de 500 kg/cm². Această stare de eforturi, echilibrată interior, nu a modificat capacitatea portantă a piesei.

— Sudura în cochilie nu a reprezentat un punct sensibil al îmbinării. Din 28 de epruvete cu sudură, prelevate din regiunea îmbinării după ruperea piesei şi încercate ulterior la întindere, nici una nu s-a rupt în sudură.

5.2. Propuneri privind calculul îmbinărilor

În concluzie, studiile efectuate au arătat că în ansamblu sistemul de îmbinare experimentat asigură condiţiile unei comportări normale a elementelor. Ţinînd seamă totuşi că zona de îmbinare poate prezenta anumite sensibilităţi legate de corectitudinea execuţiei şi de calitatea materialelor utilizate, luînd în considerare şi prevederile proiectului de „Instrucţiuni tehnice pentru alcătuirea îmbinărilor la construcţiile din elemente prefabricate de beton armat", elaborat de INCERC şi I.P.C.T. în 1965, se propun următoarele măsuri suplimentare de siguranţă:

— adoptarea în calcule (metoda stărilor limită) a unui coeficient al condiţiilor de lucru al elementului $m = 0{,}95$ în cazurile în care există incertitudini asupra execuţiei sau a materialelor utilizate;

— în cazurile speciale în care se va face un calcul la fisurare se recomandă să se ia în considerare un spor de 30—50% la coeficientul β_f, faţă de prescripţiile de calcul la stări limită;

— în zona de îmbinare se va conta în calcul pe o rigiditate micşorată cu 10% şi se va introduce în calcule $\psi = 1$.

Se menţionează că prevederi similare au fost incluse în instrucţiunile sus-menţionate pentru toate tipurile de îmbinări sudate.

Faţă de rezultatele obţinute la experimentări, ţinînd seamă de faptul că s-au făcut încercări şi asupra unor elemente cu monolitizări realizate necorespunzător, se consideră că în cazurile în care se asigură o execuţie îngrijită a îmbinărilor şi o calitate a materialelor corespunzătoare proiectului, după o perioadă de aplicare mai largă a sistemului, secţiunea de îmbinare se va putea considera ca o secţiune curentă şi nu va mai apărea necesar un calcul special.

Bibliografie

[1] Borza N., Ghergu I. şi Popescu C.: *Aspecte din proiectarea în prefabricate a construcţiilor centralei electrice de termoficare Bucureşti—Sud.* Revista construcţiilor şi a materialor de construcţii, nr. 5/1965 pag. 225.

[2] Brătescu V., Borza N, şi Hristoforov Al.: *Consideraţii asupra înnădirii barelor de oţel-beton prin suduri în cochilie curbe (suduri în baie)*, Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 2/1966 pag. 57.

[3] Brătescu V.: *Studiu privind problemele ridicate de îmbinarea prefabricatelor grele la CET Bucureşti—Sud* — Material documentar ISPE, 1964.

[4] *Studiu privind comportarea îmbinărilor la elementele de beton armat asamblate fără monolitizări de rezistenţă şi cu sudura în cochilie a armăturilor.* Studiu INCERC — ISPE, 1967.

[5] Evstratov G. I.: *Compararea metodelor de sudare a îmbinărilor armăturii la montarea elementelor de construcţii din beton armat.* Mecanizarea în construcţii, nr. 9/1966, pag. 493.

[6] Brodski A. I.: *O proizvodstve i primenenii svarnoi armăturî Cehoslovakii.* Beton i jelezobeton, nr. 12/1966, pag. 37.

[7] Sverdlov P. M.: *O stikah sbornîh jelezobetonîh konstrucţii teplovîh electrostanţii* — Promîşlenoe stroitelstvo, nr. 6/1964, pag. 10.

[8] Ioffe V. I., Kabailov A. I., Hohlov V. G. şi Brodski A. I.: *Poluavtomaticescaia electroşlacovaia svarca na montaje jelezobetonîh carcaso* — Montajnîie i spaţialnîie raboti v stroitelstve, nr. 8/1965, pag. 5.

[9] Mihailov O. V., Jerebţov M. P. şi Zelenskii A. G.: *Vliianie ostatocinîh napriajenii ot montajnoi svarki na objatie betona v stîke sbornîh colon.* Promîşlenoe stroitelstvo, nr. 10/1965, pag. 25.

[10] Bliuger F. G. şi Solovev—Holmogorov V. V.: *Procinost i deformaţii sfericeskih sticov jelezobetonîh colon.* Promîşlenoe stroitelstvo, nr. 4/1965, pag. 25.

[11] Bogdanov N. I., Musik V. T. şi Nijnicovski G. S.: *K snijenii ostatocinîh napriajenii ot montajnoi scerki armaturnîh sterjnei.* Promîşlenoe stroitelstvo, nr. 10/1966 pag. 39.

[12] Deutschmann E.: *Trockenstoss von Stahlbeton — fertigteilstützen für Kraftwersbauten* — Bauplanung-Bautechnik, nr. 8/1965 pag. 397.

[13] Mlocsh P.: *Îmbinările în noduri la schelete de beton armat executate din elemente prefabricate.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 5—6/1966, pag. 266.

[14] Balke H. şi Tietz G. J.: *Montage eines siebengeschossigen Produktionsgebäudes der chemischen industrie.* Bauplanung-Bautechnik, nr. 4/1965, pag. 183.

[15] Teploelectroproect — URSS: *Instrucţiuni cu privire la sudarea barelor de oţel beton la construcţiile de beton armat prefabricat ale centralelor termoelectrice.*

[16] Orgenergostroi URSS: *Instrucţiuni pentru înnădirea prin sudură a armăturilor la construcţiile din beton armat prefabricat ale centralelor termoelectrice,* SR 21.I/1967.

Consideraţii privind stabilirea efortului de control în armătura postîntinsă*

Ing. V. Dascălu

MIC.-DGCM-I. 4 C. M. Iaşi

1. INTRODUCERE

Pentru stabilirea efortului de control în armătura postîntinsă, normele din diverse ţări impun obligativitatea realizării forţei de precomprimare cu o anumită precizie şi încadrarea valorilor măsurate în anumite toleranţe.

Stabilirea efortului de control în armătura postîntinsă se face, în practica curentă a betonului precomprimat, prin utilizarea unor metode indirecte de măsurare, întrucît metodele bazate pe măsurători directe sînt pretenţioase şi costisitoare.

Literatura tehnică de specialitate ([1], [13], [4]) recomandă, pentru siguranţa realizării efortului de control, ca forţa de precomprimare să fie stabilită prin cel puţin două metode. Utilizarea a două metode de măsurare şi control la stabilirea forţei de precomprimare este oficializată din 1962 şi în normele noastre [4] care prevăd ca metodă de bază măsurarea presiunii din instalaţia de tensionare, iar ca metodă de verificare măsurarea alungirii armăturii postîntinse.

Corespondenţa între mărimea alungirilor obţinute la presiunea de control, respectiv efortul unitar de control, şi alungirea stabilită pe baza determinărilor experimentale preliminare (aflarea modulului de elasticitate aparent în fascicul, a lungimii reale între repere, a frecărilor pe traseu etc.) este impusă prin încadrarea diferenţelor în anumite toleranţe.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele obţinute prin cercetările şi experimentările efectuate cu ocazia precomprimării a peste 1 200 de grinzi cu inimă plină, ferme, grinzi tubulare armate cu fascicule postîntinse, elemente ce formează structura de rezistenţă a unor obiective industriale din Moldova. Datele au fost culese de la tensionarea a circa 3 850 fascicule de 8 Ø 5, 12 Ø 5 şi 24 Ø 5 mm cu trasee drepte sau curbe.

La baza desfăşurării experimentărilor şi cercetărilor întreprinse s-a avut în vedere necesitatea:

— cercetării neconcordanţelor frecvente care apar în procesul tensionării fasciculelor de armătură postîntinsă, între valorile alungirilor măsurate efective şi valorile alungirilor de control;

— cunoaşterii gradului de precizie la stabilirea forţei de precomprimare la lucrările respective;

— precizării unor posibilităţi de înlăturare a erorilor de măsurare şi interpretare a valorilor obţinute (presiuni şi alungiri), chiar în timpul operaţiilor de precomprimare, înaintea blocării fasciculului în ancoraje.

Este necesară evidenţierea factorilor care duc la introducerea de erori la stabilirea forţei de precomprimare la elementele postcomprimate, erori care denaturează rezultatele măsurătorilor şi încadrarea lor în domeniul de toleranţe admise.

2. FACTORI CARE INFLUENŢEAZĂ STABILIREA EFORTULUI DE CONTROL ÎN FASCICULE POSTÎNTINSE PE BAZA PRESIUNII DIN INSTALAŢIA DE PRECOMPRIMARE

2. 1. Randamentul variabil al presei (variaţia frecărilor interioare în presă)

Această variaţie are loc în aceeaşi presă, atît în timp, cît şi funcţie de viteza de creştere a presiunii.

Frecările interioare sînt mult mai mari la presiuni mici şi au variaţii sensibile de la o determinare la alta (fig. 1).

Valorile lor ajung la presiunea de 30 atm la circa 15%, micşorîndu-se treptat pînă la 2—8% la presiunea de 200 atm.

---

* Comunicare prezentată la sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic Iaşi la 28—30 septembrie 1967.

2.2. Impreciziile introduse la măsurarea presiunii cu ajutorul manometrelor

Acestea sînt cauzate de:

— deranjamentele frecvente pricinuite de şocurile primite la ruperea sîrmelor din fascicul, lunecarea sîrmelor din penele presei etc. sau ca urmare a manipulărilor neatente;

— reducerea în timp a preciziei de măsurare a presiunii prin îmbătrînirea materialului şi acumularea deformaţiilor permanente datorate supraîncărcării şi vibraţiilor acului, aplicării repetate de sute de ori a presiunii şi acţiunii şocurilor, cu toate că utilizarea este corectă şi etalonarea periodică;

— imprecizia de citire a presiunilor intermediare gradaţiilor de pe cadranul manometrului, care este în directă legătură cu clasa de precizie a aparatului şi se cumulează cu „jocul" acului manometrului;

— posibilităţile reduse de utilizare a unor manometre care să satisfacă simultan mai multe condiţii: clasă de precizie superioară, concordanţă între limita lui de măsurare şi mărimea presiunii de măsurat, măsurarea presiunilor peste valorile lor minime, pentru care eroarea nu depăşeşte 5% din valoarea acesteia şi utilizarea lor la presiuni maxime de lucru care să nu depăşească 80% din limita superioară de măsurare.

2.3. Blocarea fasciculelor pe traseu sau mărirea frecărilor pe traseu dintr-o execuţie defectuoasă sau lunecarea armăturii la blocare peste valorile normale.

3. FACTORI CARE INFLUENŢEAZĂ STABILIREA EFORTULUI DE CONTROL ÎN FASCICULE POSTÎNTINSE PE BAZA MĂSURĂRII ALUNGIRII ARMĂTURII

Erorile care influenţează mărimea alungirii armăturii postîntinse provin din:

— eroarea de citire la măsurare (se ridică la circa ± 1 mm);

— variaţia frecărilor în lungul traseului, de la un fascicul la altul şi de la element la element, ca urmare a diferenţelor rezultate prin execuţie, şi care duc la variaţia efortului mediu în fascicul;

— variaţia modulului de elasticitate aparent în fascicul;

— incertitudinea iniţială cauzată de necunoaşterea „alungirii moarte" şi deci a momentului din care efortul în fascicul începe să nu mai fie zero („punctul de zero").

Fixarea „punctului de zero" prin trasarea reperului convenţional pe baza presiunii la manometru este influenţată de imprecizia indicaţiei manometrului la o valoare mult sub limita valorii presiunii minime la care se garantează o precizie de 5%. Din prelucrarea unui număr mare de cazuri au rezultat erori medii ale presiunii la trasarea reperului pînă la 25% (fig. 2).

4. STABILIREA FORŢEI DE PRECOMPRIMARE ÎN FASCICULE POSTÎNTINSE PE BAZA NORMELOR NOASTRE [4] DIN 1962

Forţa de precomprimare se stabileşte prin măsurarea presiunii în instalaţia de pretensionare (pompă-presă) şi controlul alungirii armăturii, astfel încît diferenţele între alungirea măsurată şi cea calculată (pe baza determinării modulului de elasticitate aparent în fascicul, a frecărilor pe traseu, a alungirii reale între repere etc.) să se încadreze în următoarele toleranţe:

— ± 5%; în acest caz precizia se consideră satisfăcătoare şi se execută blocarea fasciculului în ancoraje;

— sub −5 ... −10% se sporeşte presiunea în limita sporirii efortului de control cu 5%;

— peste +5... +10% se verifică manometrele şi dacă funcţionează normal se continuă tensionarea pînă la efortul de control (σk);

— sub −10% şi peste + 10% este oprită precomprimarea şi sesizat proiectantul.

Se calculează presiunea de control şi se stabilesc 4—5 trepte la care se măsoară alungirea armăturii.

Trasarea punctului de zero convenţional (reperului) se face la prima treaptă a presiunii (fig. 3). În fişa de pretensionare (fig. 4) se calculează alungirea efectivă (Δl_f) la presiunea de control, prin cumularea alungirii măsurate faţă de reperul convenţional, cu alungirea moartă, care se obţine prin extrapolarea pentru prima treaptă a valorii alungirii măsurate la presiunea corespunzătoare celei de a doua trepte.

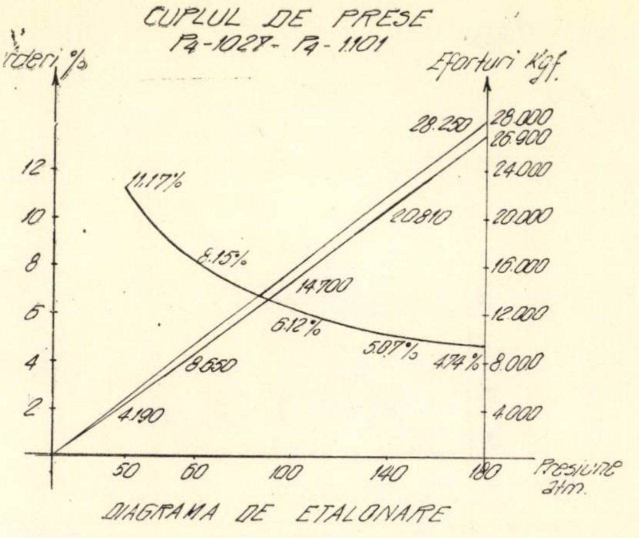


Fig. 1

Diferenţele între alungirea totală obţinută în fişa de pretensionare şi alungirea de control ($\Delta l_k - \Delta l_f$) se apreciază şi interpretează funcţie de încadrarea lor în toleranţele impuse, menţionate mai sus.

5. CONSIDERAŢII ASUPRA STABILIRII FORŢEI DE POSTCOMPRIMARE PE BAZA METODELOR DIN NORMATIVUL C-21-62

Avînd ca punct de plecare interpretarea statistică a alungirilor rezultate la tensionarea a circa 3 850 fascicule şi analiza modului în care diferenţele dintre alungirile de control şi cele efective ($\Delta l_k - \Delta l_f$) se încadrează sau nu în limitele de abateri tolerate, studiul întreprins a permis constatarea unor cauze care duc la:

— aprecirea eronată a mărimii alungirii efective la armătura postîntinsă, dacă valoarea alungirii se stabileşte numai prin procedeul indicat în normative;

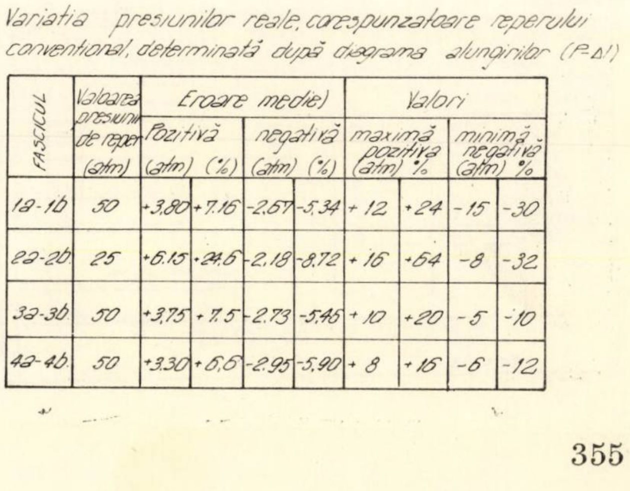
— interpretarea neconcludentă a diferenţelor între alungirile efectiv măsurate şi cele calculate, dacă se consideră ca valori efective alungirile stabilite prin fişa de pretensionare;

— dificultăţi în procesul de execuţie a operaţiilor de precomprimare cînd diferenţele de alungiri ($\Delta l_k - \Delta l_f$) sînt în afara domeniului de toleranţe în care poate lua decizii inginerul responsabil;

— micşorarea gradului de precizie la stabilirea efortului de control;

— producerea unor accidente prin aprecierea greşită a valorii alungirii armăturii şi crearea posibilităţii de rupere a fasciculului şi lovirea persoanelor care lucrează sau staţionează în apropiere în momentul respectiv etc.

Fig. 2


Variatia presiunilor reale, corespunzatoare reperului conventional, determinată după diagrama alungirilor (P-Δl)

FASCICUL	Valoarea presiunii de reper (atm)	Eroare medie) Pozitivă (atm)	(%)	negativă (atm)	(%)	Valori maximă pozitivă (atm)	%	minimă negativă (atm)	%
1a-1b	50	+3.80	+7.16	-2.67	-5.34	+ 12	+24	-15	-30
2a-2b	25	+6.15	+24.6	-2.18	-8.72	+ 16	+64	-8	-32
3a-3b	50	+3.75	+ 7.5	-2.73	-5.45	+ 10	+20	-5	-10
4a-4b	50	+3.30	+ 6.6	-2.95	-5.90	+ 8	+ 16	-6	-12

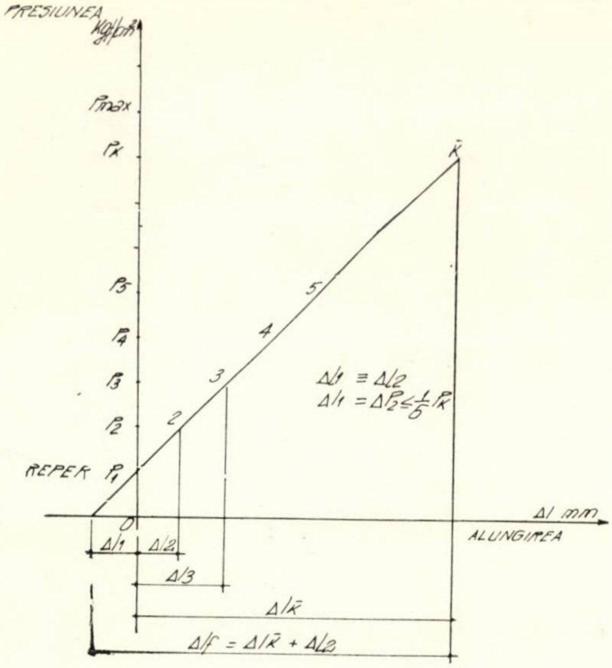


Fig. 3

Metoda de măsurare directă şi apoi stabilirea alungirii finale a armăturii la presiunea de control prin ,,fişa de pretensionare" are la bază proporţionalitatea dintre alungiri şi eforturi, respectiv presiuni, întrucît tensionarea fasciculelor se face, în general, la eforturi unitare (σ_k respectiv σ_0) a căror valoare este sub valoarea limitei de elasticitate tehnică a oţelului SBP (σ 0,01).

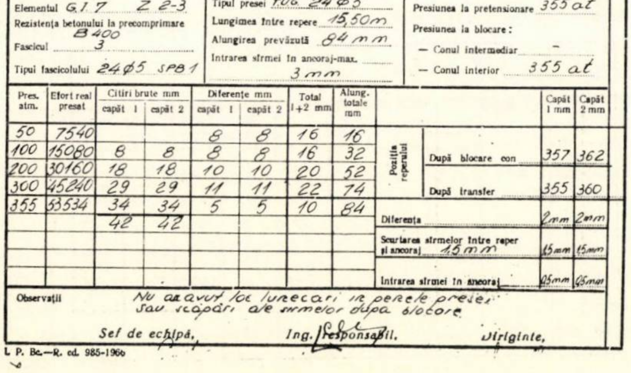
Aceasta permite determinarea ,,alungirii moarte" prin alegerea primelor două trepte de presiune egale între ele ($\Delta P1 = \Delta P2 \leqslant \frac{1}{6} Pk$), trasarea ,,punctului de zero" — reperul convenţional — la atingerea presiunii primei trepte, măsurarea alungirii la presiunea celei de a doua trepte şi extrapolarea acestei valori ca alungire pentru prima treaptă (fig. 3).

Pentru a se obţine cu o precizie satisfăcătoare alungirea corespunzătoare primei trepte de presiune (şi în final valoarea alungirii totale) sînt necesare cîteva condiţii :

— trasarea reperului convenţional exact la presiunea prevăzută şi considerată în calcule la extrapolarea alungirii ;

— cunoaşterea precisă a corespondenţei între indicaţiile manometrului şi presiunea reală din presă (respectiv efortul real dezvoltat de presă) la momentul trasării reperului ; constanţa acestei corespondenţe în timp ;

Fig. 4



M. I. C. — D. G. C. M.
INTREPR. CONSTRUCŢII MONTAJ — IAŞI

Fişa de pretensionare

Nr.

Şantierul TESATURA
Punctul de lucru FILATURA NOUA
Data 8.09-1965
Temperatura tm 20°C

Elementul G.I 7 Z 2-3
Rezistenţa betonului la precomprimare B 400
Fascicul 3
Tipul fascicolului 24 Ø5 SPB 1

Tipul presei T.U.G. 24 Ø5
Lungimea între repere 15,50 m
Alungirea prevăzută 84 mm
Intrarea sîrmei în ancoraj-max. 3 mm

Presiunea la pretensionare 355 at
Presiunea la blocare :
— Conul intermediar –
— Conul interior 355 at

Pres. atm.	Efort real presat	Citiri brute mm		Diferenţe mm		Total 1+2 mm	Alung. totale mm
		capăt 1	capăt 2	capăt 1	capăt 2		
50	7540			8	8	16	16
100	15080	8	8	8	8	16	32
200	30160	18	18	10	10	20	52
300	45240	29	29	11	11	22	74
355	53534	34	34	5	5	10	84
		42	42				

		Capăt 1 mm	Capăt 2 mm
Poziţia reperului	După blocare con	357	362
	După transfer	355	360
Diferenţa		2 mm	2 mm
Scurtarea sîrmelor între reper şi ancoraj 1,5 mm		1,5 mm	1,5 mm
Intrarea sîrmei în ancoraj		0,5 mm	0,5 mm

Observaţii Nu a avut loc lunecări în penele presei sau scăpări ale sîrmelor după blocare

Şef de echipă, Ing. responsabil, Diriginte,

I. P. Bc.—R. cd. 985-1966

— utilizarea unor manometre care să asigure o precizie satisfăcătoare şi la măsurarea presiunilor relativ mici corespunzătoare primei trepte ;

— obligativitatea ca primele două trepte de presiune să fie egale între ele ;

— măsurarea alungirii fasciculului cu o eroare de cel mult ± 1 mm ;

— urmărirea foarte atentă ca sîrmele din fascicul să nu lunece în penele presei şi să ducă astfel la valori eronate pentru alungirile măsurate.

Din cauza imposibilităţii eliminării tuturor factorilor prezentaţi la punctele 2 şi 3 şi a altor cauze, aceste condiţii nu se pot realiza decît întîmplător, iar prevederile actuale ale normelor noastre nu precizează vreun procedeu sau mijloc de verificare, în afara comparării alungirii totale rezultate din fişă (Δl_f) cu alungirea calculată (Δl_k).

Să cercetăm corespondenţa între presiunea de control şi alungirea din fişa de pretensionare la un fascicul 24 Ø 5 mm curb, tensionat de la ambele capete (fig. 4). La presiunea de 355 atm au rezultat la cele două extremităţi alungiri egale cu 34 mm, care cumulate şi cu ,,alungirea moartă" (obţinută prin extrapolare) conduc la o valoare a alungirii din fişă $\Delta l_f = 84$ mm.

Întrucît diferenţa faţă de alungirea prevăzută (Δl_k) este zero (în limitele ±5%) s-a efectuat blocarea fasciculului în ancoraje (respectiv transferul). După prescripţiile noastre se apreciază că efortul de control în acest fascicul este realizat cu o precizie foarte bună (un astfel de caz fiind rar întîlnit). Rezultatele obţinute se bazează pe considerentele prezentate (fig. 3).

Aplicînd controlul prin procedeul utilizat de autor (trasarea diagramei presiunii — alungirii) rezultă că valoarea alungirii reale $\Delta l_r = 73$ mm, are o diferenţă de $-13{,}1\%$ faţă de alungirea de control (fig. 5). Aprecirea calităţii tensionării aceluiaşi fascicul pe baza noilor date duce la concluzia că efortul de control nu a fost realizat cu o precizie satisfăcătoare.

O dată stabilite constatările de mai sus asupra cunoaşterii valorii alungirii efective, cu impreciziile care o influenţează, se pune în discuţie şi precizia cu care se stabileşte în final forţa de precomprimare, întrucît blocarea fasciculului se face numai dacă diferenţa dintre alungirea prevăzută şi cea efectivă se încadrează în toleranţele precizate anterior [4].

6. PREZENTAREA PROCEDEULUI DE STABILIRE ŞI CONTROL AL VALORII ALUNGIRII ARMĂTURII POSTÎNTINSE ŞI APRECIEREA CALITĂŢII ŞI PRECIZIEI LA STABILIREA FORŢEI DE PRECOMPRIMARE PRIN TRASAREA DIAGRAMEI PRESIUNI-ALUNGIRI ($P - \Delta l$) SAU EFORTURI-ALUNGIRI ÎN TIMPUL PROCESULUI DE TENSIONARE A FIECĂRUI FASCICUL, ÎNAINTE DE A SE FACE BLOCAREA SA ÎN ANCORAJE (TRANSFERUL)

Cu mici excepţii, completarea fişei de pretensionare se face aproape în mod mecanic şi nu dă posibilitatea unui control sau verificări prin care să se elimine unele erori introduse la măsurători, citiri sau în calcule, fie din trasarea reperului, a măsurării greşite a alungirii etc. înainte de a se face blocarea fasciculului în ancoraje.

Pentru verificarea ulterioară a operaţiilor de precomprimare şi în special dacă la stabilirea alungirii efective nu s-au introdus erori de citire sau trasare a reperului convenţional în literatură [6], [1], se recomandă construirea diagramei presiuni-alungiri ($P - \Delta l$).

La un număr de lucrări de beton precomprimat, odată cu verificarea şi aprecierea pe bază de calcul statistic a calităţii precomprimării, s-au trasat şi diagramele presiuni-alungiri pentru fiecare fascicul. Pe baza observaţiilor şi concluziilor desprinse s-a trecut la aplicarea controlului prin trasarea diagramei presiuni-alungiri în timpul tensionării fiecărui fascicul, alungirile efective din fişa de pretensionare (Δl_f) şi cele stabilite prin interpretarea diagramei (Δl_r), au fost comparate cu alungirea de control (Δl_k).

Blocarea fasciculului şi stabilirea forţei de control în fascicul prin măsurarea presiunii de control s-au efectuat după interpretarea şi încadrarea diferenţelor de alungiri în limitele de toleranţe acceptate de normele noastre.

Din cercetările şi observaţiile întreprinse se pot preciza cîteva cazuri tipice:

a) **Alungirea totală** (Δl_f) **din fişa de pretensionare** este egală sau aproximativ egală cu alungirea prevăzută (Δl_k), iar alungirea determinată prin trasarea diagramei ($P-\Delta l$) este mult diferită (fig. 4, 5).

Blocarea s-a făcut la presiunea de control prevăzută, diferenţele încadrîndu-se în $\pm 5\,\%$ conform C—21—62[4]. Din diagrama $P-\Delta l$ (fig. 5) alungirea reală are valoarea 73 mm (Δl_r) cu o diferenţă de 13,1 % faţă de alungirea de control şi nu zero cît s-a stabilit prin procedeul din normativ. Eroarea s-a produs la trasarea reperului, unde indicaţia manometrului nu a măsurat presiunea considerată în calculul din fişa de pretensionare.

b) **Alungirea totală** (Δl_f) **din fişa de pretensionare** rezultă cu diferenţe sub limita de $-5\,\%$ (şi chiar $-10\,\%$), iar alungirea stabilită prin trasarea diagramei $P - \Delta l$ se încadrează în toleranţa de $\pm 5\,\%$ (fig. 6,7).

La omologarea primei grinzi dintr-o serie de elemente, corespondenţa dintre alungirea efectivă măsurată (şi calculată prin fişa de pretensionare) şi alungirea calculată prin determinările şi încercările preliminare (Ef, $\Delta\sigma_f$ etc.) se ia ca bază pentru verificarea preciziei determinărilor şi calculelor prin care s-a stabilit alungirea de control a fiecărui fascicul.

Introducerea de erori la măsurarea valorilor efective ale alungirii, în această fază, poate duce la stabilirea eronată a alungirii de referinţă şi la interpretarea neconcludentă a diferenţelor de alungiri faţă de limitele abaterilor tolerate.

În fişa de pretensionare din figura 6 se observă că alungirea $\Delta l_f = 105$ mm, ceea ce reprezintă o diferenţă de $-$ 9,5 % şi aceasta în urma sporirii efortului (respectiv presiunii) cu circa $+\,3\,\%$. Dacă interpretăm tensionarea aceluiaşi fascicul prin trasarea diagramei presiuni-alungiri (fig. 7), constatăm că diferenţele dintre alungirea reală (Δl_r) şi alungirea de control (Δl_k) au rezultat în limita de $-5\,\%$ chiar la presiunea de control ($\Delta l_{rk} = 111$ mm la 365 atm faţă de 0,95 $\Delta l_k = 110$ mm) şi nu este justificată sporirea efortului aşa cum impun normele [4].

Şi în acest caz eroarea se datorează diferenţei dintre poziţia reperului real şi a celui trasat la valoarea presiunii primei trepte.

Această situaţie se întîlneşte foarte frecvent şi în mod deosebit la fascicule cu trasee curbe tensionate de la ambele extremităţi, precum şi la fasciculele la care presiunea corespunzătoare primei trepte este relativ scăzută (unde şi erorile la aparat sînt mari — la fascicule 8 Ø 5 mm şi 12 Ø 5 mm).

La tensionarea unor fascicule 8 Ø 5 mm (fig. 8, 9), alungirea din fişă (Δl_f) la presiunea de control $P_k = 125$ atm a rezultat 87 mm (cu $-20{,}5\,\%$ sub alungirea de control Δl_k) şi a fost necesară o sporire a efortului unitar. Deşi această sporire este de circa $+8\,\%$, alungirea nu s-a realizat, menţinîndu-se o diferenţă de $-12\,\%$.

Interpretînd valoarea alungirii reale (Δl_r) obţinută pe baza diagramei $P-\Delta l$ (fig. 9) se observă că la $P_k = 125$ atm $\Delta l_r = 98$ mm, iar după o sporire a presiunii cu 5 atm (respectiv a efortului de control cu $+\,3\,\%$) alungirea reală (Δl_r) a crescut la 103 mm, astfel încît diferenţa faţă de $\Delta l_k = 109$ mm se încadrează în limita de $-5\,\%$ şi nu era indicată sporirea din nou a presiunii, deoarece prin această sporire efortul unitar de control a fost majorat peste $+5\,\%$.

c) **Alungirea totală** (Δl_f) **din fişa de pretensionare** rezultă cu valori peste $+5\,\%$, în timp ce alungirea reală (din diagrama presiuni-alungiri) este egală sau aproximativ egală cu alungirea de control (Δl_k), (fig. 10).

Ca urmare a impreciziilor menţionate, la trasarea reperului convenţional (a „punctului de zero"), în special la valori mici ale presiunii la prima treaptă, apar diferenţe mari între reperul real şi cel trasat care conduc la aprecierea greşită a valorii alungirii moarte prin extrapolarea unei mărimi mai mici sau mai mari decît alungirea reală de la zero la prima treaptă.

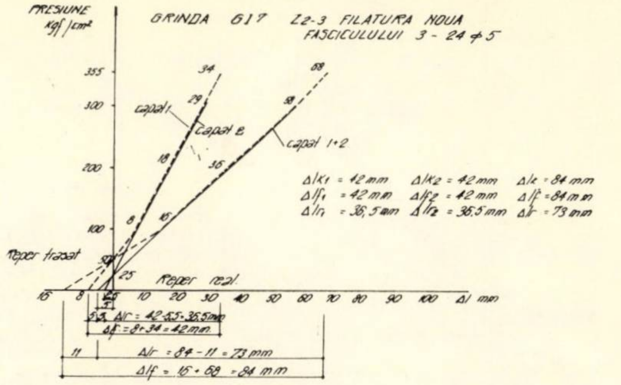


Fig. 5

d) **Alungirile totale din fişa de pretensionare** (Δl_f) şi cele apreciate pe baza diagramei presiuni-alungiri (Δl_r) sînt aproximativ egale.

În acest caz s-au încadrat max. 45 % din măsurătorile alungirilor pe fascicule cu traseu drept. La fascicule cu traseu curb numai 10—21 % din valorile alungirilor, stabilite prin fişa de pretensionare (Δl_f) şi pe baza trasării diagramei presiuni-alungiri, au rezultat egale.

7. APRECIEREA REZULTATELOR ÎN RAPORT CU ACELEAŞI LIMITE DE ABATERI [4]

La stabilirea forţei de precomprimare pe baza presiunii la manometru şi a valorii alungirii armăturii este obligatorie încadrarea diferenţelor dintre alungirile măsurate (efective) şi cele de control (calculate) în anumite limite care au fost prezentate.

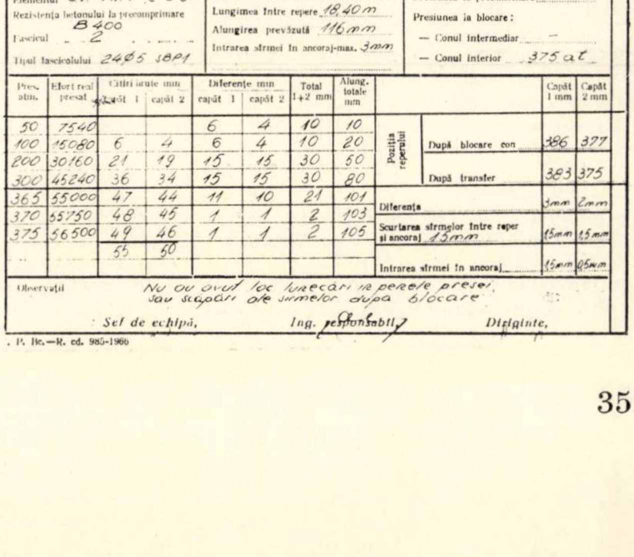
Independent de metoda sau procedeul prin care s-ar stabili mărimea efectivă a alungirii armăturii, valoarea ei ar trebui să rezulte aproximativ aceeaşi şi ca atare şi diferenţele faţă de valoarea de control să se încadreze în aceleaşi limite.

Dacă prin aplicarea a două metode sau procedee se obţin rezultate mult diferite, diferenţele dintre alungirile efective şi cele de referinţă sînt apreciate şi ele în mod diferit şi în final forţa de precomprimare nu este apreciată şi realizată cu precizia necesară.

Din datele prezentate în tabela 2 se constată diferenţe mari de încadrare a valorii alungirilor măsurate în limitele de abateri precizate de normativ, între alungirile din fişa de pretensionare (Δl_f) şi alungirile stabilite pe baza diagramei presiuni-alungiri (Δl_r).

Astfel, la fasciculul 8 Ø 5 numai 56,69 % din valorile alungirilor din fişa de pretensionare sînt în limitele $\pm 5\,\%$, 84,24 % în limitele $\pm 10\,\%$ şi 15,70 % sînt în afara limitelor de $\pm 10\,\%$ pentru care este necesară oprirea lucrărilor.

Fig. 6


M. I. C. — D. G. C. M.
INTREPR. CONSTRUCŢII MONTAJ — IAŞI
Fişa de pretensionare
Nr. 2

Şantierul MATASE
Punctul de lucru HALA PREPARAŢII
Data 14.06.1967
Temperatura tm: 26°C

Elementul GI. Nr. 1 C 5-6
Rezistenţa betonului la precomprimare B 400
Fascicul 2
Tipul fasciculului 24 φ 5 SBP1

Tipul presei TUG 24 φ 5
Lungimea între repere 18,40 m
Alungirea prevăzută 116 mm
Intrarea sîrmei în ancoraj-max. 3 mm

Presiunea la pretensionare 375 at
Presiunea la blocare:
— Conul intermediar —
— Conul interior 375 at

Pres. atm.	Efort real presat	Citiri brute mm capăt 1	Citiri brute mm capăt 2	Diferenţe mm capăt 1	Diferenţe mm capăt 2	Total 1+2 mm	Alung. totale mm
50	7540			6	4	10	10
100	15080	6	4	6	4	10	20
200	30160	21	19	15	15	30	50
300	45240	36	34	15	15	30	80
365	55000	47	44	11	10	21	101
370	55750	48	45	1	1	2	103
375	56500	49	46	1	1	2	105
		55	50				

		Capăt 1 mm	Capăt 2 mm
Poziţia reperului	După blocare con	386	377
	După transfer	383	375
Diferenţa		3 mm	2 mm
Scurtarea sîrmelor între reper şi ancoraj 15 mm		15 mm	15 mm
Intrarea sîrmei în ancoraj		15 mm	05 mm

Observaţii Nu au avut loc lunecări in perele presei, sau scăpări ale sîrmelor după blocare

Şef de echipă, Ing. responsabil, Diriginte,

. P. Bc.—R. ed. 985-1966

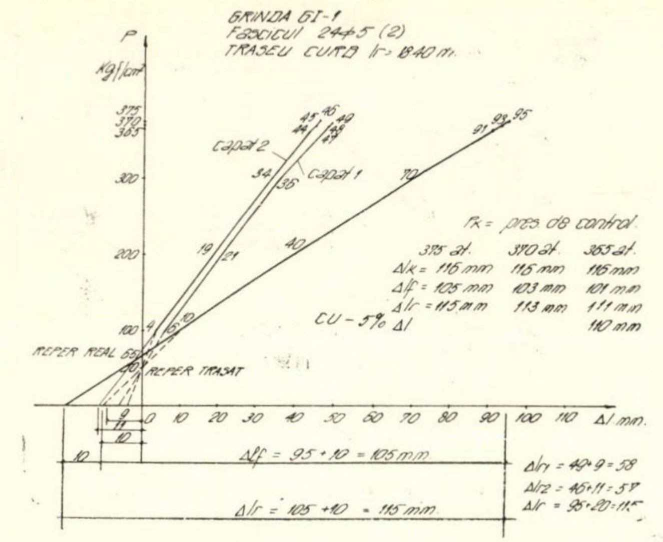

GRINDA GI-1
Fascicul 24⌀5 (2)
TRASEU CURB lr = 18,40 m.
P
Kgf/cm²
375
370
365
300
200
100
capăt 2
capăt 1
45
46
49
44
48
47
34
36
19
21
40
70
91
93
95
9
15
10
REPER REAL 65
REPER TRASAT
Pk = pres. de control.
375 at.
370 at.
365 at.
Δlk = 116 mm
116 mm
116 mm
Δlf = 105 mm
103 mm
101 mm
Δlr = 115 mm
113 mm
111 mm
CU – 5% Δl
110 mm
0
10
20
30
40
50
60
70
80
90
100
110
Δl mm.
9
11
10
Δlf = 95 + 10 = 105 mm
Δlr = 105 + 10 = 115 mm
Δlr1 = 49 + 9 = 58
Δlr2 = 46 + 11 = 57
Δlr = 95 + 20 = 115

Fig. 7

Calitatea tensionării acestui fascicul apreciată după datele din fişele de pretensionare (tabela 2, fig. 11) este nesatisfăcătoare. Apreciind aceeaşi tensionare pe baza alungirilor măsurate prin procedeul diagramei P — Δl se constată că toate valorile se încadrează în limitele ± 10%, din care 78,42% în toleranța de ±5%. Sub — 10% nu este nici o valoare, în timp ce la Δl_f sînt 14,50% din măsurători.

În toate cazurile sînt diferențe apreciabile de încadrare a rezultatelor în limitele de toleranțe (tabela 2, fig. 12). Din exemplul expus apare în mod evident că metoda măsurării alungirilor numai pe baza fişei de pretensionare poate duce la aprecierea subiectivă a realizării forței de precomprimare.

8. PRELUCRAREA STATISTICĂ A DATELOR OBȚINUTE LA STABILIREA ALUNGIRII EFECTIVE A ARMĂTURII PE BAZA „FIŞELOR DE PRETENSIONARE" ŞI PRIN PROCEDEUL „DIAGRAMEI PRESIUNI-ALUNGIRI" (tabela 1)

Datele care s-au luat în considerație sînt cele din fişele de pretensionare. Pentru fiecare fişă a fost trasată diagrama presiuni-alungiri (P—Δl) şi stabilită valoarea reală a alungirii armăturii prin eliminarea erorilor introduse la trasarea reperului de citire şi măsurătoare.

S-au obținut astfel două grupe de date pentru aceeaşi situație reală, întrucît stabilirea forței de precomprimare şi blocarea fasciculelor în ancoraje s-a efectuat la presiunea finală (P_f) trecută în fişa de pretensionare, la care corespunde alungirea totală din fişă (Δl_f). În acest mod, prin prelucrarea şi interpretarea statistică a celor două grupe de date se apreciază de fapt calitatea aceleiaşi lucrări de precomprimare.

LUCRAREA DE BETON

FABRICA DE MĂTASE

Tipul elementului de construcție		a) Grinzi tubulare de 18 m deschidere						
Fascicul	Număr de sîrme	24 ∅ 5 (1 a— 1 b)		8 ∅ 5 (2 a— 2 b)		24 ∅ 5 (3 a— 3 b)		24 ∅ 5
	Tip canal	Canal de beton		Canal de beton		Canal de beton		Canal
	Lungime fascicul între repere	18,07 m		17,77 m		18,07 m		18,07 m
	Traseu fascicul	drept		drept		drept		drept
Alungirea calculată pe baza determinărilor preliminare (Δlk)		112 mm		109 mm		111 mm		109 mm
Alungirea măsurată (din fişa de pretensionare şi diagrama presiuni-alungiri).		Δlf	Δlr	Δlf	Δlr	Δl_f	Δlr	Δl_f
Alungiri	Maxime Δl_1 %	121	124	119	120	119	119	118
	Minime Δl_2 %	102	104	79	99	103	103	101
	Medie $\Delta l = \overline{x}$	109,5	110	105,2	109,6	108,3	109,1	107,5
Abateri față de $\overline{x}$	$\dfrac{\overline{x} - \Delta lk}{\Delta lk}$ %	−2,23 %	−1,81 %	−2,93 %	−0,55 %	−2,49 %	−1,71 %	−1,39 %
	$\dfrac{\Delta l_1 - \overline{x}}{\overline{x}}$ %	+10,50 %	+10,00 %	+12,48 %	+ 8,58 %	+ 9,88 %	+ 9,07 %	+11,63 %
	$\dfrac{\Delta l_2 - \overline{x}}{\overline{x}}$ %	− 6,85 %	−5,46 %	−25,35 %	− 8,77 %	− 4,89 %	− 5,58 %	−6,05 %
Număr de valori	n	254	254	254	254	254	254	254
Deviație standard	s (σ)	3,2	3,49	8	3,86	2,79	3,49	2,60
Coeficient de omogenitate	k	0,91	0,89	0,773	0,89	0,92	0,90	0,90
Coeficient de variație (%)	Cv	2,9 %	3,17 %	7,56 %	3,52 %	0,57 %	3,20 %	2,41 %
Alungirea minimă probabilă	Δl min (t_1)	92	98,53	81,8	98,02	92	90min	97,7
Eroare medie	(min) ± S (m)	±0,19	±0,21	±0,50	±0,24	±0,17	±0,28	±0,16
Alungire-medie probabilă ($\overline{x}$ + S) (mm)	Δl	109,5 ±0,19	110 ±0,21	105,8 ±0,50	109,6 ±0,24	108,3 ±0,17	109,1 ±0,28	107,5 ±0,16
Gradul de precizie	± P	+0,17 %	+0,19 %	+0,47	+0,21	+0,15 %	+0,25 %	+0,14 %

Mărimile caracteristicilor determinate pe bază statistică pentru cele două grupe de valori dau posibilitatea să se confrunte criteriile utilizate la stabilirea mărimii alungirii armăturii, respectiv metoda din prescripţiile oficiale [4] cu procedeul bazat pe trasarea diagramei presiuni-alungiri.

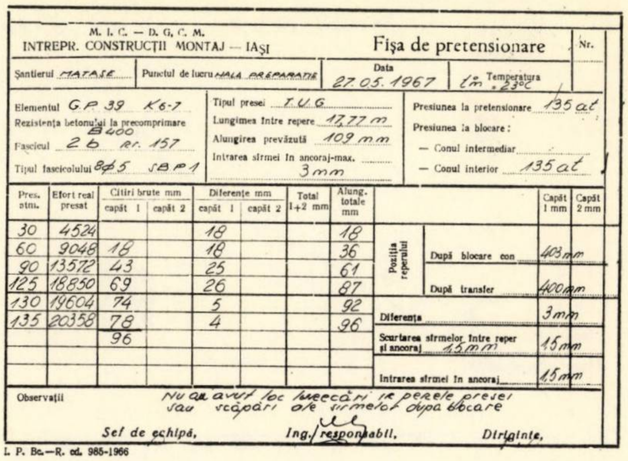
Din tabela 1 rezultă că media aritmetică ($\bar{X}$) are variaţii mici faţă de alungirea de control (Δl_k) la datele obţinute prin diagrama presiuni-alungiri în raport cu media aritmetică a alungirilor obţinute din fişele de pretensionare.

În cazul alungirilor din fişele de pretensionare, abaterea maximă a valorii medii este de —2,93%, iar alungirile stabilite prin diagrama presiuni-alungiri nu depăşesc —1,8% (cu 38,2% mai redusă).

Coeficientul de variaţie este sub 5%, cu excepţia măsurătorilor de la fasciculul 8 Ø 5 mm la care datele obţinute prin fişele de pretensionare duc la o valoare a coeficientului de variaţie de 7,56% faţă de 3,52% la alungirile stabilite prin procedeul diagramei presiuni-alungiri.

Abaterile faţă de media aritmetică diferă mult de la un grup de date la celălalt. Abaterea minimă la fasciculul 8 Ø 5 este de 25,35% la alungirile din fişă, faţă de numai 8,77% la alungirile din diagramă.

Şi coeficienţii de omogenitate diferă între ei, avînd variaţii peste 10% (fasciculul 8 Ø 5 şi 24 Ø 5 curb) în anumite cazuri. Reprezentarea grafică a valorilor obţinute prin procedeul din normativ şi procedeul diagramei presiuni-alungiri dă o imagine cît se poate de clară asupra rezultatelor mult diferite care se obţin dacă stabilirea şi aprecierea mărimii alungirii se fac utilizînd un procedeu sau celălalt.



M. I. C. — D. G. C. M.
INTREPR. CONSTRUCŢII MONTAJ — IAŞI

Fişa de pretensionare Nr.

Şantierul MATASE
Punctul de lucru HALA PREPARATIE
Data 27.05.1967
Temperatura t_m = 23°C

Elementul G.P. 39 K6-7
Rezistenţa betonului la precomprimare B400
Fascicul 2 b nr. 157
Tipul fascicolului 8 ∅ 5 SBP1

Tipul presei T.U.G.
Lungimea între repere 17,77 m
Alungirea prevăzută 109 mm
Intrarea sîrmei în ancoraj-max. 3 mm

Presiunea la pretensionare 135 at
Presiunea la blocare:
— Conul intermediar
— Conul interior 135 at

Pres. atm.	Efort real presat	Citiri brute mm capăt 1	Citiri brute mm capăt 2	Diferenţe mm capăt 1	Diferenţe mm capăt 2	Total 1+2 mm	Alung. totale mm
30	4524			18			18
60	9048	18		18			36
90	13572	43		25			61
125	18850	69		26			87
130	19604	74		5			92
135	20358	78		4			96
		96					

		Capăt 1 mm	Capăt 2 mm
Poziţia reperului	După blocare con	403 mm	
	După transfer	400 mm	
Diferenţa		3 mm	
Scurtarea sîrmelor între reper şi ancoraj 1,5 mm		1,5 mm	
Intrarea sîrmei în ancoraj		1,5 mm	

Observaţii Nu au avut loc lunecări în pereţele presei sau scăpări ale sîrmelor după blocare

Şef de echipă, Ing. responsabil, Diriginte,

I. P. Bc.—R. cd. 985-1966

Fig. 8

Din figura 14 se remarcă în mod evident că valorile alungirilor stabilite prin procedeul diagramei presiuni-alungiri au o împrăştiere redusă şi o distribuţie a frecvenţelor foarte apropiată de cea normală (Gauss), faţă de valorile alungirilor din fişele de pretensionare. În alte situaţii (fig. 13) apar diferenţieri calitative importante în aprecierea aceleiaşi operaţii de precomprimare.

Tabela 1

PRECOMPRIMAT

„VICTORIA" IAŞI

b) Grinzi G. I.

(4 a—4 b) de beton	24 ∅ 5 (1) Canal de beton		24 ∅ 5 (2) Canal de beton		24 ∅ 5 (3) Canal de beton		24 ∅ 5 (4) Canal de beton	
	18,50 m curb		18,40 m curb		18,10 m drept		18,15 m drept	
	108 mm		108 mm		108 mm		108 mm	
Δlr	Δlf	Δlr	Δlf	Δlr	Δlf	Δlr	Δlf	Δlr
120 101 108,3	119 101 107,7	126 102 109,3	117 102 107,4	118 102 109	122 101 107,7	122 101 108,4	115 101 108	118 102 108,2
—0,64%	+0,65%	+1,2%	—0,55%	+0,9%	—0,2%	+0,3%	0%	0%
+10,80%	+10,00%	+0,8%	+8,8%	+8%	+13%	+12%	+6,8%	+8,4%
—6,74%	—5,0%	—5,0%	—5,0%	—6%	—5%	—7,4%	—7,0%	—7,2%
254	70	70	70	70	70	70	70	70
2,80	3,41	5,18	3,1	3,88	3,32	4,50	3,22	3,60
0,92	0,88	0,85	0,80	0,89	0,90	0,87	0,91	0,80
2,67%	3,16%	4,74%	2,9%	3,56%	3%	4,1%	2,9%	3,3%
99,6	88	93,76	96,1	98,3	97,74	94,9	98,34	97,4
±0,18	±0,41	±0,62	±0,37	±0,46	±0,40	±0,54	±0,38	±0,43
108,3 ± 0,18 +0,16%	107,7 ± 0,41 ±0,37%	109,3 ± 0,62 ±0,56%	107,4 ± 0,37 ±0,34%	109 ± 0,46 ±0,42%	107,7 ± 0,40 ±0,37%	108,4 ± 0,54 ±0,49%	108 ± 0,38 ±0,35%	108,3 ± 0,43 ±0,39%

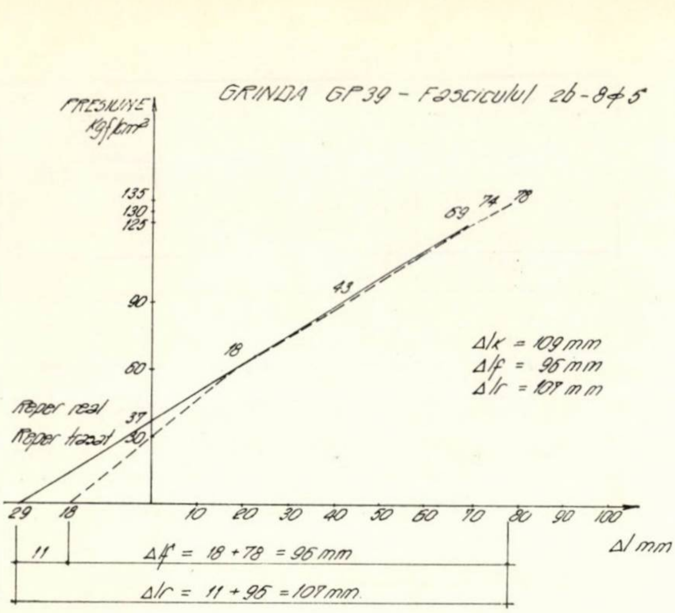


Fig. 9

9. CONSIDERAȚII FINALE

Obținerea unei precizii satisfăcătoare la stabilirea forței de precomprimare se asigură prin utilizarea a două metode de măsurare și control. Stabilirea efortului de control prin măsurarea presiunii din instalația de precomprimare și a mărimii alungirii armăturii tensionate trebuie să se bazeze pe controlul și corespondența între valorile rezultate (fig. 16).

Pentru măsurarea alungirii armăturii, metoda din normativ [4] este incompletă. Se recomandă utilizarea și introducerea în prescripțiile oficiale a precedeului diagramei presiuni-alungiri ca mijloc științific de control al realizării forței de precomprimare (fig. 16). Corespondența între valoarea forței de precomprimare stabilită pe baza presiunii la manometru și alungirea fasciculului se apreciază și interpretează avînd la bază proporționalitatea între alungiri și presiuni (respectiv eforturi) controlată prin trasarea diagramei presiuni-alungiri și nu prin completarea mecanică a unei fișe de pretensionare (care trebuie să rămînă numai un act pentru stabilirea calității operațiilor de pretensionare).

Prin trasarea diagramei presiuni-alungiri pentru fiecare fascicul se determină cu exactitatea dorită valoarea ,,alungirii moarte'' și se elimină erorile la trasarea reperului, de măsurare a alungirii sau de citire la manometru.

Se stabilește în mod controlat valoarea alungirii efective (Δl_r), iar diferențele ce rezultă față de alungirea de control sînt reale și dau posibilitatea unei aprecieri riguroase la încadrarea lor în limitele toleranțelor admise.

Se depistează la timp orice defecțiune la manometru sau în instalație, precum și variațiile pierderilor de efort pe traseu, în ancoraje sau alte erori și greșeli de măsurători. În

Fig. 10

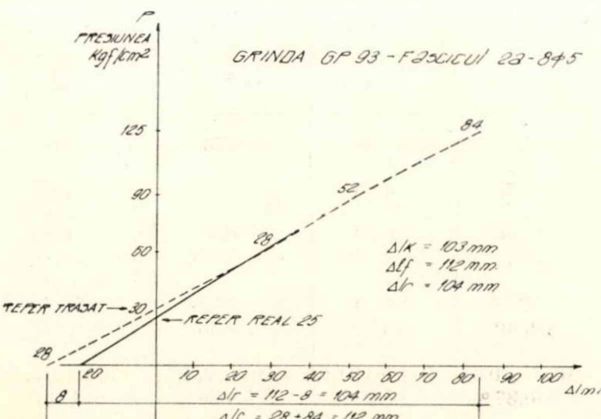


Tabela 2

Încadrarea valorilor măsurate ale alungirilor față de limitele toleranțelor precizate prin normativul C-21-62 la tensionarea fasciculelor de la fabr. de mătase ,,Victoria'', Iași

Valori finale la blocare (inclusiv cele obținute prin sporirea presiunii cu 5% conf. C-21-62) (PF)

Limitele diferențelor între alungirile de control măsurate și cele calculate	Grinzi tubulare G P								Grinzi G I							
	Fascicul (2 a – 2 b) 8 Ø 5 mm		Fascicul (1 a – 1 b) 24 Ø 5 mm		Fascicul (3 a – 3 b) 24 Ø 5 mm		Fascicul (4 a – 4 b) 24 Ø 5 mm		Fascicul 1 24 Ø 5 mm		Fascicul 2 24 Ø 5 mm		Fascicul 3 24 Ø 5 mm		Fascicul 4 24 Ø 5 mm	
	Δlf%	Δlr%	Δlf%	Δlr%	Δlf%	Δlr%	Δlf%	Δlr%	Δlf %	Δlr%	Δlf%	Δlr%	Δlf %	Δlr%	Δlf%	Δlr%
Între ±5%	56,69	78,42	89,00	93,50	94,20	93,00	98,42	94,86	88,40	68,00	91,00	71,00	91,40	82,90	91,40	90,00
Între –5%÷–10%	3,15	14,58	1,20	1,20	0,40	0,79	—	1,58	5,80	18,86	3,10	19,00	2,80	4,30	1,40	2,80
Sub –10%	14,50	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Între +5%÷+10%	24,40	7,00	9,00	4,50	5,40	6,21	1,58	3,16	5,80	10,15	5,90	10,00	4,40	10,00	7,20	7,20
Peste +10%	1,20	—	0,80	0,80	—	—	—	0,40	—	2,90	—	—	1,40	2,80	—	—
Între ±5%÷±10%	27,55	21,58	10,20	5,70	5,80	7,00	1,58	4,74	11,60	29,01	9,00	29,00	7,20	14,30	8,60	10,00
Între ±10%	84,24	100	99,20	99,20	100	100	100	99,60	100	97,10	100	100	98,60	97,20	100	100
Sub –10% și Peste +10%	15,70	—	0,80	0,80	—	—	—	0,40	—	2,90	—	—	1,40	2,80	—	—

Observații: Δlf = Alungirea din fișa de pretensionare la presiunea finală
Δlr = Alungirea din diagrama P-Δl la presiunea finală

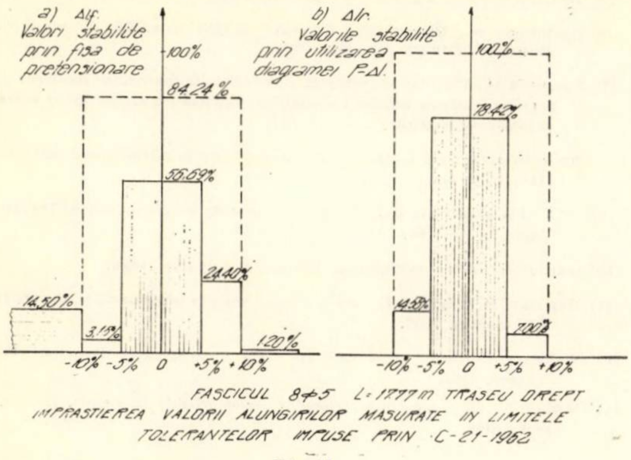


Fig. 11

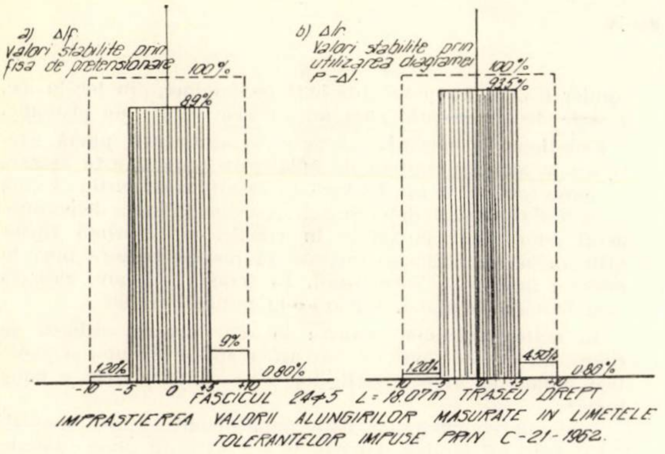
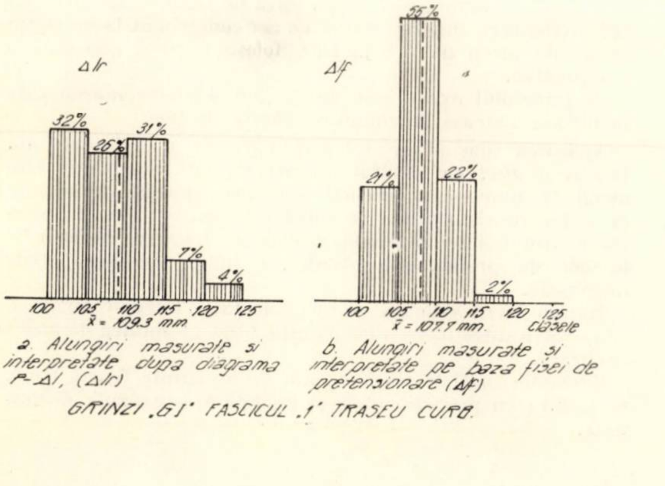


Fig. 12

Fig. 13



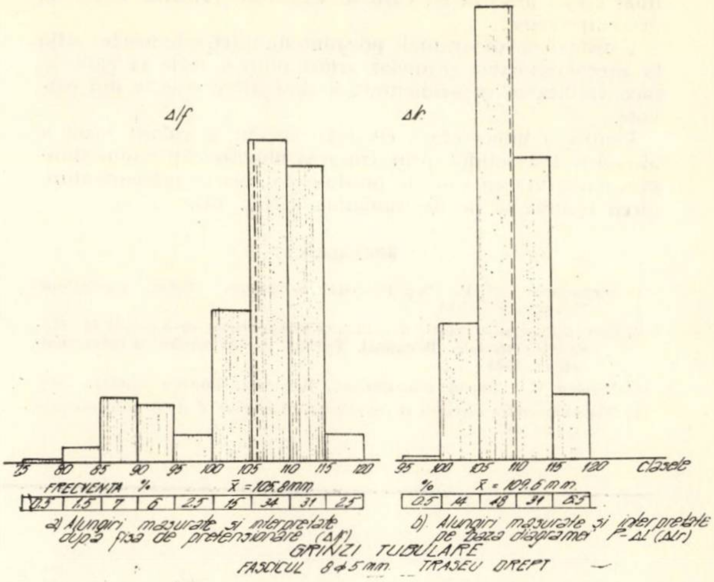


Fig. 14

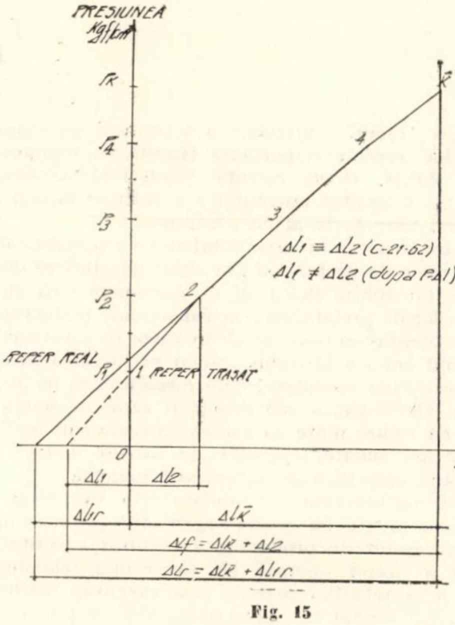
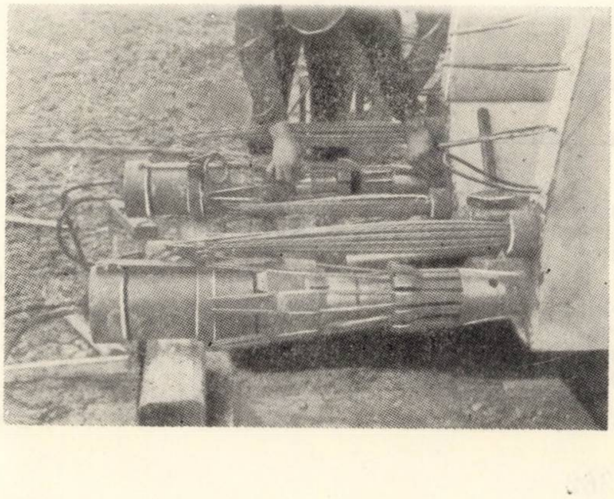

PRESIUNEA
Kgf/cm²
Pk
P4
P3
P2
P1
REPER REAL
1 REPER TRASAT
2
3
4
k
Δl1 ≡ Δl2 (C-21-62)
Δlr ≠ Δl2 (dupa P-Δl)
0
Δl mm
ALUNGIREA
Δl1
Δl2
Δlr
Δlk
Δlf = Δlk + Δl2
Δlr = Δlk + Δlr

Fig. 15

Fig. 16



final creşte precizia cu care se stabileşte valoarea forţei de precomprimare.

Construirea diagramei presiuni-alungiri este foarte utilă la precomprimarea primelor grinzi dintr-o serie la care se face verificarea experimentală a alungirilor reieşite din calcule.

Pentru o interpretare cît mai corectă a valorii reale a alungirii fasciculului prin trasarea diagramei presiuni-alungiri, numărul treptelor de presiune la care se măsoară alungirea trebuie să fie de minimum 5 (fig. 15).

Bibliografie

[1] Documents STUP, Specifications techniques: *Beton precontraint* Procèdès Freyssinet.

[2] Constantinescu-Cătuneşti S.: *Betonul precomprimat cu aplicaţii in construcţiile feroviare.* Bucureşti, Editura transporturilor şi telecomunicaţiilor, 1965

[3] Nicolau V.: *Betonul precomprimat*, Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[4] *Normativ pentru execuţia şi recepţionarea lucrărilor de beton precomprimat* C−21−62.

[5] *Normativ condiţionat pentru calculul construcţiilor la stările limită P.8−62*

[6] Teodorescu N., Enescu St.: *Controlul calităţii lucrărilor de construcţii* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[7] Viespescu D., Pachiţac şi Rüber E.: *Probleme ale controlului lucrărilor de precomprimare cu armături postintinse*, Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 12/1964.

[8] *Normativ condiţionat pentru calculul construcţiilor la stările limită.* Partea a III-a P. 8−62.

[9] *** *Un demi-siecle de technique française de la precontrainte.* Travaux Tome I, II. 1966.

[10] Guyon Y.: *Beton précontraint.* Paris, Ed. Eyrolles, 1953.

[11] Halmagiu M. şi Scripcă L.: *Din practica betonului precomprimat*, Bucureşti, Ed. tehnică, 1957.

[12] Wolfgang Herberg: *Construcţii din beton precomprimat*, Bucureşti, Ed. tehnică, 1961.

[13] Boghin N. M.: *Tehnologia betonului precomprimat*, Bucureşti, Ed. tehnică, 1962.

Utilaje de mecanizare pentru prelucrarea armăturilor de oţel-beton

Ing. I. Moiceanu

IPEC – Braşov

Ridicarea pe o treaptă superioară a activităţii economice a întreprinderilor, sarcină importantă trasată de Congresul al IX-lea al P.C.R. şi de recenta Conferinţă naţională a P.C.R., impune o analiză amănunţită a tuturor fazelor ce compun procesul tehnologic al unei întreprinderi.

Analiza acestor aspecte în cazul fabricilor de prefabricate, în cadrul atelierelor de prefabricate şi chiar pe şantiere duce la concluzia că un volum însemnat de manoperă (cca 26% în cadrul fabricilor de prefabricate) se consumă la prelucrarea armăturilor din oţel-beton necesare elementelor de construcţii.

Deşi în ultimii ani s-a introdus pentru prelucrarea armăturii o serie de utilaje complexe, care mecanizează în mare parte procesul tehnologic, a mai rămas o serie de operaţii mărunte, însă cu volum mare de manoperă (cum sînt îndoiri spaţiale de carcase sudate, execuţia de carcase sudate cu lungimi mari etc.), care încă se mai execută manual.

În cadrul întreprinderilor de prefabricate din Braşov, în urma studiilor făcute cu ocazia organizării pe baze mai ştiinţifice a procesului de producţie, a rezultat necesitatea mecanizării şi a acelor operaţii ale procesului tehnologic de prelucrare a armăturilor care se mai executau manual.

Ca urmare s-a proiectat în cadrul atelierului de proiectare din fabrică şi s-a executat în cadrul atelierelor mecanice ale întreprinderii o serie de utilaje şi dispozitive noi, nemaiîntîlnite în ţara noastră, care se pot executa de fiecare fabrică sau atelier de prefabricate, sau chiar de şantierele mari, folosindu-se în acest scop fondurile de mică mecanizare.

În prezentul articol se descriu unele din aceste utilaje, care au fost introduse în cadrul fabricii şi care se pot generaliza cu uşurinţă şi la alte unităţi.

1. MAŞINA DE ÎNDOIT PLASE SUDATE (fig. 1)

Se utilizează la îndoirea spaţială a plaselor plane sudate prin puncte. Cu ajutorul ei se pot executa carcase spaţiale pentru stîlpi, grinzi etc. de orice secţiune, cu excepţia secţiunilor circulare.

În figura 1 se arată părţile componente ale maşinii. Ea se compune dintr-un cadru metalic (1), executat din profile, sprijinit pe nişte picioare (2), executate de asemenea din profile; sub acest cadru, pe un profil, sînt montaţi cilindrii piston (3), a căror tijă se termină cu o serie de cîrlige (6).

Cadrul superior este căptuşit cu o tablă, servind ca masă de lucru, iar la mijlocul acesteia este amplasat un profil cornier (5), ce are practicate în el, pe lungime, din loc în loc, o serie de şliţuri prin care ies cîrligele legate de pistoane.

Funcţionarea maşinii. Carcasa de armătură plană executată la una din maşinile de sudat prin puncte este aşezată pe masa maşinii în aşa fel încît în dreptul unui cîrlig să vină un nod al carcasei sudate. Se acţionează pe maneta de pornire, aerul comprimat pătrunde în cilindri şi imprimă tijelor pistoanelor cu cîrlige o mişcare în jos de tragere pînă în punctul inferior al cornierului. În această mişcare, cîrligele trag de nodurile plasei, îndoind-o la un unghi de 90°.

Se acţionează apoi maneta în sens invers, cîrligele se ridică, iar partea plană din carcasă se aduce din nou cu punctele sudate în dreptul cîrligelor şi se execută apoi o nouă îndoire.

Manipularea carcaselor plane după îndoire se face manual.

Cu ajutorul maşinii descrise se pot executa plase spaţiale de orice dimensiuni prin montarea unui număr mai mare sau mai mic de pistoane, respectiv cîrlige.

Maşina descrisă a fost construită pentru plase cu lungimi pînă la 6 m. S-au executat la IPEC, pe acelaşi principiu, pentru I.P. Militari şi I.P. Progresul, maşini pentru plase cu lungimi pînă la 9 m.

Maşina dezvoltă o forţă medie de îndoire de 800 kg pe piston cu Ø 140 mm.

La maşina executată, la fiecare piston s-au cuplat cîte trei cîrlige, revenind pe cîrlig o forţă de tragere de circa 260 kgf. Acţionarea maşinii se face cu aer comprimat la un regim mediu de lucru de 5,7 kg/cm^2, folosind drept comandă o electrovalvă.

Pe principiul expus mai sus se pot executa maşini care să îndoaie carcase la unghiuri diferite de 90°.

Aplicarea maşinii la Întreprinderea de prefabricate din Braşov a avut ca rezultat obţinerea unor importante economii la manoperă, întrucît carcasele spaţiale prevăzute în proiectele elementelor de construcţii se executau din plase plane prin îndoire manuală, neexistînd încă în dotarea fabricilor de prefabricate utilaje de îndoit carcase spaţiale universale.

Maşina oferă avantaje şi în exploatare, întrucît nu necesită pentru întreţinere şi intervenţie forţă de muncă de înaltă calificare.

Carcasele spaţiale obţinute sînt de o calitate foarte bună, se asigură cu precizie cotele şi unghiurile prevăzute în proiecte.

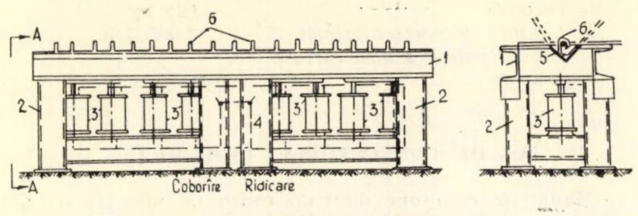


Fig. 1. Maşină universală de îndoit plase sudate

Caracteristicile principale ale maşinii construite la I.P.E.C. pentru plase cu lungime pînă la 6 m, sînt cele de mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit* :	
· lungime	5,20 m
· lăţime	1,50 m
· înălţime	1,50 m
— *Greutate*	500 kg
— *Productivitate*	
· îndoiri de plase	0,215 t/h
— *Consum de aer comprimat*	0,48 m³/h

2. AGREGAT PENTRU SUDAREA ŞI TĂIEREA PLASELOR PLANE DIN OŢEL-BETON CU DIAMETRUL PÎNĂ LA 3 MM (fig. 2)

În cadrul fabricilor de prefabricate şi pe unele şantiere se folosesc în cantităţi deosebit de mari plase din sîrmă subţire cu Ø pînă la 3 mm (la armarea panourilor pentru pereţi, diferite plăci, chesoane etc.).

Aceste plase se executau pînă de curînd, în cadrul fabricilor din ţară, din bare de oţel tăiate la lungimea plaselor prevăzută în proiecte.

Această situaţie avea drept urmare consum de manoperă suplimentar cu tăierea barelor şi consumuri mai mari de oţel.

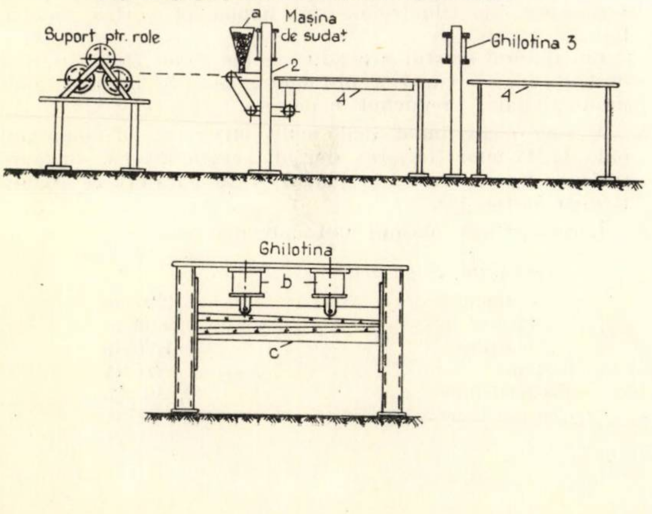
Pentru eliminarea acestor neajunsuri s-a proiectat şi executat un agregat la care se execută plase de lungime infinită şi care, printr-o reglare specială, taie aceste plase în mod automat la lungimea necesară.

Agregatul se compune din trei utilaje distincte.

Primul utilaj (1), proiectat şi executat la IPEC, este format dintr-un suport pe care se aşază, pe unul sau mai multe rînduri în plan vertical, o serie de role-tamburi pe care în prealabil s-a bobinat sîrma Ø 3. Tamburii au posibilitatea să se rotească pe nişte lagăre, fiind totodată prevăzuţi cu un sistem de autofrînare. Al doilea utilaj îl constituie o maşină de sudat prin puncte (2) cu mai mulţi electrozi de tip MTMS la care se adaugă un distribuitor de bare transversale (a).

Al treilea utilaj proiectat şi executat de IPEC îl constituie o foarfecă tip ghilotină (3), compusă din două cuţite (c) din care unul inferior fix, iar celălalt superior mobil şi care este acţionat de două pistoane pneumatice.

Fig. 2. Agregat pentru sudarea şi tăierea plaselor ∅ 3



Funcţionarea agregatului. Rolele-tamburi bobinate la o maşină de bobinat cu sîrmă Ø 3 se montează pe suportul pentru role. Capetele sîrmelor de la fiecare rolă se aduc la maşina de sudat. Din distribuitorul (a) cade o bară transversală, apoi prin acţionarea electrozilor se execută sudarea.

Cu ajutorul unor cleşti prevăzuţi la maşina de sudat se trage plasa înainte, cu un anumit pas, dinainte calculat. Din nou cade o bară transversală şi astfel se execută o plasă continuă care este preluată de o masă metalică (4).

Plasa înaintează printre cuţitele ghilotinei care, la distanţa dinainte reglată printr-o apăsare de buton, taie plasa la dimensiunea necesară.

Comanda ghilotinei este asigurată cu ajutorul unei electrovalve.

Cu agregatul descris se pot executa plase de orice lungime ; la lungimi mari se execută rulouri.

Punerea în funcţiune a acestui agregat a redus manopera cu 50% la confecţionarea plaselor, realizîndu-se în acelaşi timp şi economii însemnate de oţel prin eliminarea totală a capetelor, cupoanelor etc.

Caracteristicile principale ale agregatului construit sînt cele de mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit* :		
lungime		
	. suport role	1,25 m
	. maşină sudat + masă	2,50 m
	. ghilotină + masă	2,00 m
lăţime		
	. suport role	2,50 m
	. maşină sudat + masă	2,50 m
	. ghilotină + masă	2,50 m
înălţime		
	. suport role	1,50 m
	. maşină sudat + masă	1,80 m
	. ghilotină + masă	1,80 m
— *Greutate exclusiv maşina de sudat*		600 kg
— *Productivitate pt. plase Ø 3*		0,083 t/h.
— *Consum de aer comprimat la ghilotina de tăiat*		0,96 m³/h.

3. MAŞINA DE FASONAT OŢEL-BETON (fig. 3)

Este un utilaj simplu proiectat şi executat în cadrul Întreprinderii de prefabricate Braşov.

Se compune dintr-un cadru (1) spaţial. La partea superioară se găseşte un disc circular (2) prevăzut în centru cu un dorn (3) şi unu sau mai multe orificii în care se poate introduce un alt dorn.

Discul este legat rigid de o roată dinţată care este pusă în funcţiune de o cremalieră (4). Cremaliera execută o mişcare rectilinie de dus-întors, cu ajutorul unei pîrghii (5) articulate la mijloc (6), pîrghie ce este legată tot articulat de tija unui piston pneumatic.

Deplasarea tijei pistonului înainte sau înapoi în urma introducerii aerului comprimat printr-un robinet face ca pîrghia (5) prin cremalieră (4) să dea discului o mişcare de rotaţie într-un sens sau în celălalt în care se execută şi fasonarea barei de oţel-beton.

Cu ajutorul acestei maşini se pot executa ciocuri sau fasona bare, la diverse unghiuri, de diametre pînă la 22.

Maşina poate fasona într-un ciclu o singură bară, spre deosebire de alte tipuri de maşini proiectate sau construite în ţară sau în străinătate care pot fasona mai multe bare deodată.

Este însă uşor de construit în orice fabrică, nu necesită materiale speciale, ci materiale ce se găsesc în orice întreprindere, se realizează cu un cost redus.

Caracteristicile principale ale maşinii sînt date mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit* :	
. lungime	4,5 m
. lăţime	3,0 m
. înălţime	1,50 m
— *Greutate*	150 kg
— *Productivitate*	0,050 t/h
— *Consum de aer*	2 m³/h.

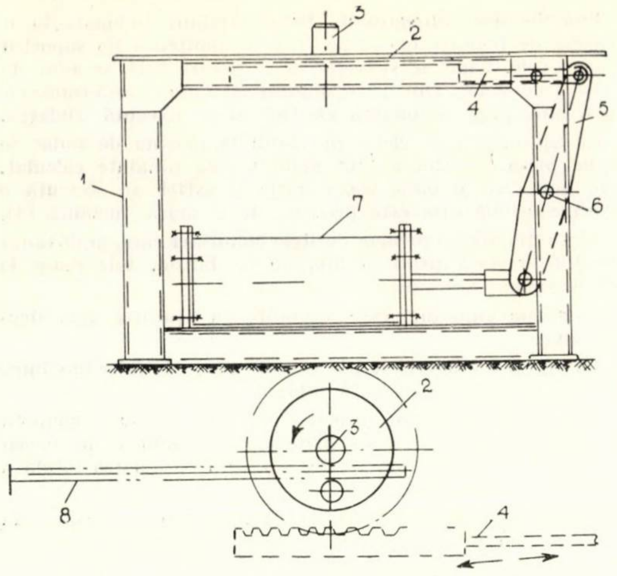


Fig. 3. Mașină de fasonat oțel-beton

4. DISPOZITIV DE ÎNDOIT CARCASE PENTRU ELEMENTE MICI (SPALIERE, BORDURI, BUIANDRUGI) (fig. 4)

Dispozitivul se compune dintr-un cadru metalic (1) pe care este montată la partea superioară o matriță (negativul) de forma carcasei ce urmează a fi realizată (2). Tot pe cadru, la partea superioară, sînt montate două ghidaje (4) pe care glisează dispozitivul de îndoit (3), deplasarea acestuia în sus sau în jos făcîndu-se cu ajutorul a doi cilindri-piston pneumatici.

Funcționarea dispozitivului. Carcasa plană executată la una din mașinile de sudat este așezată pe matrița dispozitivului. Prin acționarea unei manete-robinet (6) se introduce aer comprimat în cilindru, care împinge în jos dispozitivul ce îmbracă matrița, îndoind în acest fel carcasa sub forma unui jgheab.

Prin acționarea manetei-robinet (6) în sens invers, dispozitivul se ridică, iar carcasa este scoasă și depozitată în conteiner.

La proiectarea dispozitivului s-a urmărit ca acesta să aibă productivitatea în așa fel încît să poată asigura îndoirea întregii cantități de carcase ce se sudează la o mașină de sudat cu un electrod fix lîngă care a fost amplasat.

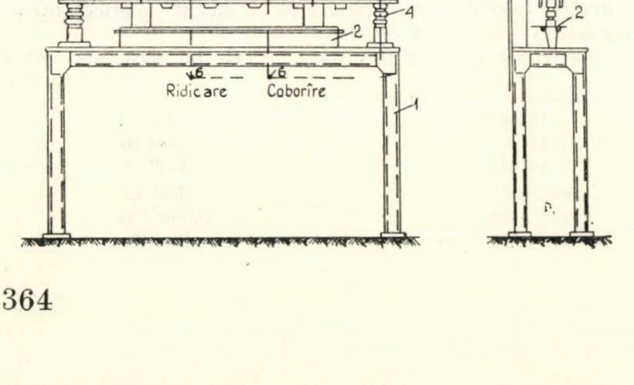
Dispozitivul, deși are aplicabilitate limitată, numai pentru carcasele elementelor mici, a adus totuși întreprinderii mari economii la executarea carcaselor.

Caracteristicile principale ale dispozitivului de îndoit carcase pentru elemente mici sînt cele de mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit* :

. lungime	4,10 m
. lățime	0,70 m
. înălțime	3,50 m

Fig. 4. Dispozitiv de îndoit carcase pentru spaliere



— *Greutate*	120 kg
— *Consum de aer comprimat*	2,095 t/h
— *Productivitate pentru carcase de spaliere*	0,095 t/h.

5. MAȘINA DE CONFECȚIONAT CIOCURI (fig. 5)

Mașina se compune dintr-un cadru metalic (1) pe care sînt montate două discuri metalice (2) prevăzute pe contur cu un canal prin care trece un cablu (4). La partea inferioară, pe cablu este montat rigid un dispozitiv (5) care se mișcă o dată cu cablul. Acest dispozitiv este legat rigid de tija unui piston pneumatic.

Funcționarea mașinii. Prin introducerea aerului comprimat în cilindru, tija acestuia se deplasează antrenînd dispozitivul (5), iar acesta, la rîndul lui, prin intermediul cablului (4), imprimă discurilor (2) o mișcare de rotație. Pe cele două discuri sînt prevăzute cîte un dorn fix (8) și un orificiu (3) în care se poate introduce cîte un dorn.

Bara de oțel (7) se așază între dornul fix și dornul ce se introduce în orificiul din disc (3). Prin rotirea discurilor în sensuri contrare se execută la cele două capete două ciocuri. Acționînd în sens invers asupra pistonului, discurile se rotesc revenind la poziția inițială, iar bara fasonată se scoate afară.

Cu mașina descrisă se pot confecționa deodată ciocuri la maximum 2 bare cu Ø 10 cm la diametre. Lungimea barelor la care se confecționează ciocurile poate fi variabilă în funcție de distanța dintre discuri. Desigur că o lungime prea mare, de ordinul metrilor, duce la dificultăți în manipularea barelor, de aceea mașina dă bune rezultate și este indicată pentru confecționarea ciocurilor la etrieri pentru stîlpi și ciocuri pentru unele bare cu lungime mai mică.

Caracteristicile principale ale mașinii de confecționat ciocuri sînt cele de mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit*

. lungime	2,0 m
. lățime	0,75 m
. înălțime	4,00 m
— *Greutate*	100 kg
— *Consum de aer comprimat*	0,12 m³/h
— *Productivitate*	0,106 t/h.

Mașina folosește pentru comandă electrovalva.

6. MAȘINA DE ÎNDOIT MAI MULȚI ETRIERI (fig. 6)

Mașina se compune dintr-un cadru (1), care la partea superioară este prelungit în exterior cu o parte mobilă (2) articulată de care poate fi ridicată în sus de tija unui piston pneumatic (3).

La partea superioară a cadrului se află o bară metalică (4) cu care se fixează barele ce urmează a se îndoi.

Funcționarea mașinii. La partea superioară a cadrului se așază alăturat un număr de 20—25 bare. Se fixează aceste bare în mod rigid de cadru cu ajutorul barei (4).

Capetele barelor trebuie să ajungă la marginea elementului îndoit (2).

Prin introducerea aerului comprimat în cilindru, acesta acționează tija cilindrului, care, împingînd partea mobilă, îndoaie etrierii.

Cu ajutorul acestui dispozitiv se pot îndoi 25—30 etrieri dintr-o singură cursă a pistonului, ceea ce mărește mult productivitatea, reducînd manopera.

Mașina poate îndoi mai mulți etrieri avînd diametrul pînă la 12 mm. Reglarea mașinii pentru diverse diametre se face simplu, ridicînd în plan vertical bara (4), ce asigură fixarea barelor (5).

Caracteristicile mașinii sînt date mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit*

. lungime	2,00 m
. lățime	2,00 m
. înălțime	1,30 m
— *Greutate*	80 kg
— *Productivitate*	0,056 t/h
— *Consum de aer comprimat*	0,21 m³/h.

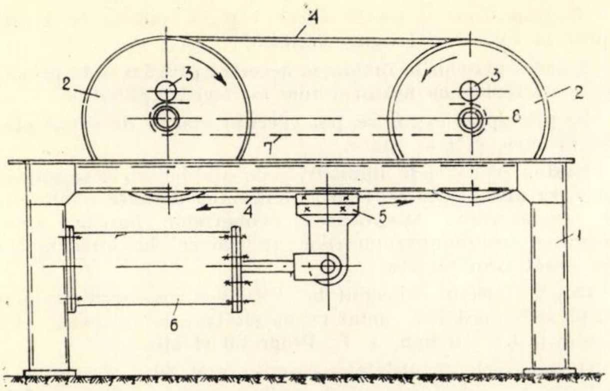


Fig. 5. Mașină de confecționat ciocuri

7. MAȘINA DE SUDAT TIP IPEC (CU UN ELECTROD MOBIL) (fig. 7)

În cadrul fabricilor de prefabricate și chiar și pe șantiere, la elementele de mare suprafață (planșee, chesoane etc.) se folosesc pe o scară tot mai mare carcasele sudate. Majoritatea proiectelor tip pentru elementele de suprafață în vigoare prevăd pentru armături soluții de carcase sudate prin puncte.

În cadrul fabricilor de prefabricate, la clădirile din panouri mari și mai ales la planșee se folosesc plase cu lățimi de peste 3,50 m.

În prezent, nu toate fabricile de prefabricate, și mai ales poligoanele și șantierele, dispun de mașini de sudat prin puncte cu mai mulți electrozi, cu care să poată realiza plase cu lungimile ce se cer astăzi prin proiecte.

În cadrul fabricii de prefabricate de la Brașov s-a rezolvat problema execuției plaselor late, prin proiectarea și executarea unei mașini de sudat plase cu un electrod mobil.

Mașina se compune dintr-un cadru (1). Pe talpa superioară a cadrului format dintr-un profil [cu ajutorul unui lanț Gall (2) și a două role se deplasează un cărucior (3) pe care este fixat un cilindru (4) ce se termină cu un electrod de cupru (5). Al doilea electrod al mașinii îl constituie o bară (6) dreptunghiulară de cupru ce se întinde pe toată lățimea mașinii.

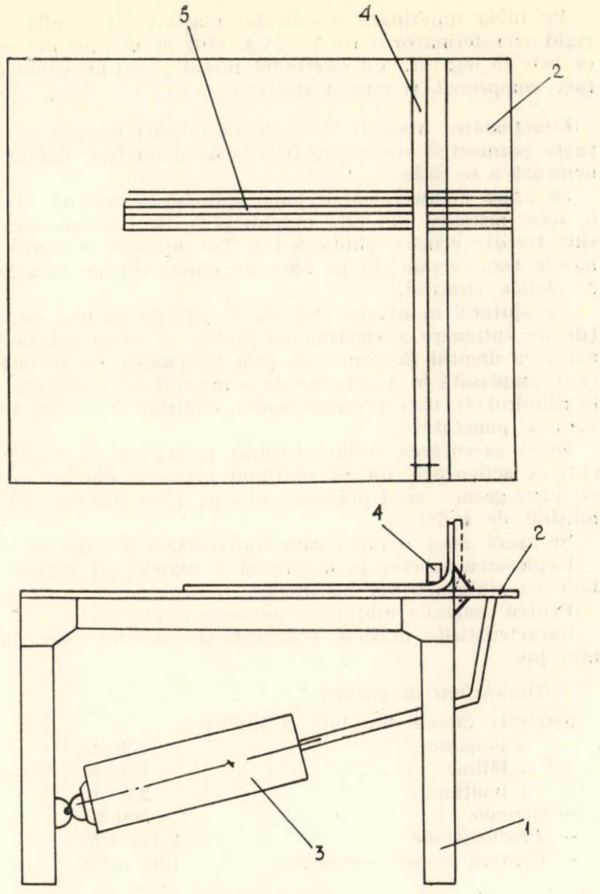
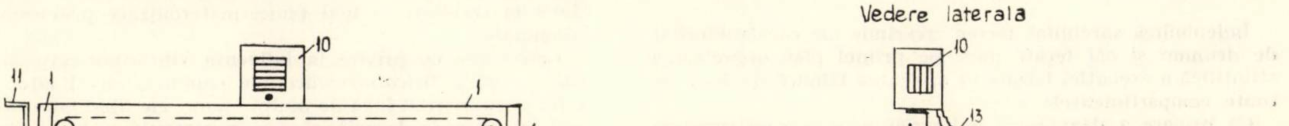


Fig. 6. Mașină de îndoit mai mulți etrieri

În fața mașinii, pe talpa inferioară a cadrului ei, sînt fixate prin piulițe niște ghidaje (7) pentru barele longitudinale ale carcasei.

Aceste ghidaje sînt reglabile în funcție de diametrul barelor ce se sudează.

Fig. 7. Mașină de sudat tip IPEC



Pe talpa superioară a cadrului maşinii (1) se află fixat rigid transformatorul de 75 kVA (10) al maşinii de sudat ce este în legătură cu electrodul mobil printr-un cablu (13) (aer comprimat şi curent electric).

Funcţionarea maşinii. Se reglează maşina în ceea ce priveşte parametrii sudurii în funcţie de diametrele barelor ce urmează a se suda.

Se aşază manual barele longitudinale ale maşinii (9) pe o masă metalică din faţa maşinii (12), iar capetele barelor sînt trecute printre ghidajele (7). Tot manual se aşază şi barele transversale (8) pe bara de cupru (6), ce constituie al doilea electrod.

Cu ajutorul manivelei (16), ce se găseşte pe una din roţile de antrenare a electrodului mobil, se aduce acesta din urmă în dreptul fiecărui nod, prin acţionarea cu o pedală (15), amplasată la o extremitate a maşinii ; se introduce aer în cilindrul (4), care presează nodul, realizînd în acelaşi timp sudura punctului.

După executarea sudurii tuturor punctelor, cu manivela (11) ce acţionează un ax continuu prevăzut din loc în loc cu nişte gheare, se deplasează plasa pe masa (12) din spatele maşinii de sudat.

Se aşază apoi o nouă bară transversală şi ciclul se reia.

Deplasarea barelor la maşină şi a plaselor în depozit se face cu ajutorul unor cărucioare.

Pentru comanda maşinii se foloseşte electrovalva.

Caracteristicile maşinii proiectate şi executate sînt date mai jos :

— *Dimensiuni de gabarit*	
(exclusiv mesele din faţă şi spate)	
. lungime	4,20 m
. lăţime	1,50 m
. înălţime	2,00 m
— *Greutate*	300 kg
— *Productivitate*	0,172 t/h.
— *Consum de aer comprimat*	1,03 m^3/h

Maşina descrisă poate executa plase sudate cu lăţimea pînă la 4,00 m şi lungime infinită.

Tăierea plaselor la lungimea necesară prevăzută în proiecte se poate realiza cu ajutorul unor foarfeci tip ghilotină.

Pe principiul expus se pot executa maşini de sudat plase cu lăţimea şi mai mare.

Maşina poate suda diametrele de oţel-beton ce se sudează la orice alte maşini ce se află în dotarea actuală a fabricilor de prefabricate. Modificarea diametrelor barelor atrage reglarea tuturor parametrilor sudurii ca la orice maşină de sudat prin puncte.

După proiectul conceput la IPEC s-au executat aici pînă în prezent maşini de sudat cu un electrod mobil pentru I.P. Craiova, I.P. Roman, I. P. Progresul şi altele.

Dispozitivele şi utilajele descrise mai sus, executate şi aplicate în cadrul fabricii de prefabricate din Braşov, folosesc ca sursă de energie aerul comprimat, fabrica avînd posibilităţi în această direcţie datorită staţiei de compresoare.

Dispozitivele şi utilajele descrise se pot însă aplica şi acolo unde nu există staţii de compresoare, folosind pentru producerea aerului comprimat motoare sau electrocompresoare mobile.

Întrucît, atît proiectarea, cît şi execuţia maşinilor şi dispozitivelor descrise s-au făcut în etape diferite, nu s-a urmărit o unificare şi o tipizare a acţionării pneumatice la toate maşinile, problema unificării şi a tipizării acţionării pneumatice la aceste maşini urmînd a fi rezolvată în etapa următoare, cînd se vor mai aduce şi unele îmbunătăţiri maşinilor şi utilajelor descrise.

Considerăm că în etapa actuală utilajele şi dispozitivele descrise, extinse şi la celelalte fabrici şi ateliere sau chiar pe şantiere, pot contribui la mecanizarea cît mai complexă a procesului tehnologic de prelucrare a armăturilor de oţel-beton.

Consideraţii asupra vibratoarelor folosite la compactarea maselor de nisip

Ing. T. Gh. Ionaşcu
Institutul politehnic Braşov

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Îndeplinirea sarcinilor mereu crescînde ale constructorilor de drumuri şi căi ferate pune pe primul plan organizarea ştiinţifică a execuţiei bazate pe aplicarea tehnicii moderne în toate compartimentele sale.

Ca urmare a dezvoltării industriei noastre constructoare de maşini, în ultima vreme, sectoarele de construcţii de drumuri şi căi ferate au fost dotate cu maşini şi utilaje de provenienţă proprie, ale căror caracteristici tehnice le ridică la nivelul cerinţelor actuale ale tehnicii în acest domeniu.

Astfel, numai pentru compactarea terasamentelor, în ultimii ani, industria constructoare de maşini a pus la dispoziţia constructorilor de drumuri, în afară de cilindrii compresori cu tamburi netezi, precum şi a tăvălugilor cu picioare de oaie, şi cilindri compresori cu pneuri. De asemenea, se prevede ca în următorii ani să intre în producţie şi primele vibratoare de suprafaţă de tipul plăcilor şi cilindrilor vibratori, chemate să completeze gama de maşini şi utilaje necesară execuţiei în bune condiţii a operaţiei de compactare.

Răspîndirea relativ rapidă a vibratoarelor la compactarea terasamentelor se datoreşte unor avantaje, cum ar fi : greutate proprie redusă, eficacitate ridicată la compactarea unei game variate de materiale, compactarea materialelor într-un timp foarte scurt, preţ de cost scăzut etc.

Stabilirea domeniilor de aplicabilitate ca şi a caracteristicilor tehnice ale plăcilor şi cilindrilor vibratori şi eficacităţii maxime a acestora presupune o cercetare prealabilă, care să cuprindă aspecte dintre cele mai variate de exploatare a acestor mijloace.

În ceea ce priveşte exploatarea mijloacelor de compactare, şi în special a celor prin vibrare, considerăm că la noi în ţară există serioase rezerve, care puse în evidenţă vor putea duce la rezultate şi mai bune, materializate prin economii însemnate.

Cercetările cu privire la influenţa vibraţiilor asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale pămînturilor şi altor materiale au început încă de multă vreme, ele fiind intensificate însă în ultimele decenii, cînd şi importanţa ce li s-a acordat a fost deosebită.

În zilele noastre, aceste cercetări au fost mult diversificate şi aprofundate, fiind îndreptate în special asupra cunoaşterii influenţei pe care vibraţiile le au asupra caracteristicilor elastice şi fizico-mecanice ale pămînturilor. Cunoaşterea aceasta este necesară atît în scopul înlăturării efectelor dăunătoare ale vibraţiilor, cum este în cazul fundaţiilor maşinilor producătoare de vibraţii sau şocuri sau al altor structuri de rezistenţă supuse la aceste solicitări, cît şi folosirii acestor vibraţii în scopul ridicării calitative a pămînturilor sau a altor materiale, făcîndu-le apte unor anumite întrebuinţări. În ambele cazuri, atenţia este îndreptată asupra condiţiilor în care efectele sînt maxime, indiferent de natura lor, distrugătoare sau de ameliorare a proprietăţilor fizico-mecanice ale pămînturilor.

Compactarea pămînturilor prin vibrare se bazează pe fenomenul potrivit căruia componentele forţelor de inerţie ce acţionează în punctele de contact dintre particule în timpul vibrării depăşesc forţele de legătură ce există între particule.

Efectul de îndesare prin vibrare este maxim la pămînturile necoezive, iar la pămînturile coezive între particulele cărora acţionează forţe considerabile de legătură, îndesarea se produce numai în urma distrugerii sau reducerii simţitoare a acestor legături, ceea ce practic este destul de greu.

În cazul pămînturilor necoezive, forțele de legătură dintre granule se micșorează considerabil datorită mișcării dezordonate a acestora, ca urmare a acțiunii undelor de oscilație imprimate pămîntului de către vibratoare.

În situația în care vibrațiile sînt de intensitate redusă, iar eforturile ce apar pe suprafețele de contact dintre granule — ca urmare a dezechilibrului forțelor de inerție, datorită faptului că granulele sînt de mase diferite — nu depășesc ca valoare forțele de legătură dintre granule, acestea fie că rămîn neschimbate ca poziție, fie că deplasarea lor are un caracter reversibil. În acest caz masa de pămînt va rămîne neschimbată sau va suferi unele modificări ale formei și volumului numai pe durata aplicării sarcinilor.

În cazul vibrațiilor de intensitate mai mare, datorită diferențelor mari ce se creează între forțele de inerție, granulele încep să se deplaseze, cu atît mai repede cu cît diferența maselor va fi mai mare și forțele de legătură mai mici.

Cunoașterea influenței pe care vibrațiile de anumite caracteristici le au asupra pămînturilor sau a altor materiale face ca aceste vibratoare să fie realizate la parametri optimi, ca accelerație, frecvență și amplitudine a vibrațiilor, presiunea pe pămînt a vibratoarelor, viteza de deplasare, mărimea saltului în cazul plăcilor etc.

În cele ce urmează, pe baza cercetărilor experimentale proprii, se vor face unele referiri asupra parametrilor amintiți, în strînsă dependență cu efectul acestora în procesul de compactare.

2. INFLUENȚA CARACTERISTICILOR VIBRAȚIILOR ȘI ALE VIBRATOARELOR ÎN PROCESUL DE COMPACTARE

În procesul de compactare prin vibrare a pămînturilor sau a altor materiale, caracteristicile vibrațiilor, cum sînt accelerația, frecvența și amplitudinea, au o influență adesea hotărîtoare în realizarea unei anumite stări de îndesare.

În ceea ce privește *accelerația vibrațiilor* ea trebuie să fie suficient de mare, astfel ca forțele de inerție ale granulelor ce iau naștere la acțiunea vibrațiilor să depășească ca mărime forțele de rezistență din punctele de contact dintre granule care se datoresc frecării interne și coeziunii.

Prin luarea în considerație a diferitelor poziții de rezemare reciprocă a granulelor de diferite mărimi se pot stabili chiar unele relații de calcul al accelerației vibrațiilor pentru care granulele încep să se miște. Totuși, diversitatea mare atît a mărimii granulelor ce vin în contact, cît și a pozițiilor lor relative, precum și modificarea uneori substanțială a frecării interne în acest proces, fac ca exprimarea cantitativă a accelerației vibrațiilor cu ajutorul unor relații să prezinte din punctul de vedere al aplicării lor practice multiple și serioase dificultăți.

Evidențierea prin cercetări experimentale a valorilor accelerațiilor vibrațiilor, pentru care se obține în diferite condiții starea maximă de îndesare a pămîntului, prezintă din punct de vedere practic o importanță deosebită.

Pentru aceasta au fost compactate diferite tipuri de pămînturi al căror coeficient de neuniformitate (u) a fost cuprins între 1 și 50. Prin coeficient de neuniformitate (u) în conformitate cu STAS 1917—61 se înțelege raportul dintre dimensiunea corespunzătoare pe curba granulometrică la 60% și dimensiunea corespunzătoare la 10%.

Probele de pămînt au fost compactate cu ajutorul vibrațiilor a căror accelerație a fost cuprinsă între 0,5 g și 9,5 g (unde g reprezintă accelerația gravitațională).

Rezultatele acestor cercetări sînt reproduse în parte în figurile 1 și 2 (unde η este raportul dintre accelerația vibrațiilor și accelerația gravitațională) și ele permit evidențierea unor importante aspecte.

Astfel, gradul de compactare crește pe măsură ce accelerația se mărește, mai evidentă fiind această creștere pentru accelerații ale vibrațiilor de pînă la circa 2,5—4 g, indiferent de compoziția granulometrică a pămîntului, durata de vibrare și presiunea pe pămînt a vibratorului. La accelerații mai mari ale vibrațiilor ca 2,5—4 g, gradul de compactare rămîne aproape același sau se mărește foarte puțin.

Prin urmare, în procesul de compactare eficacitatea cea mai mare o au vibrațiile ale căror accelerații sînt cuprinse între 2,5 și 4 g.

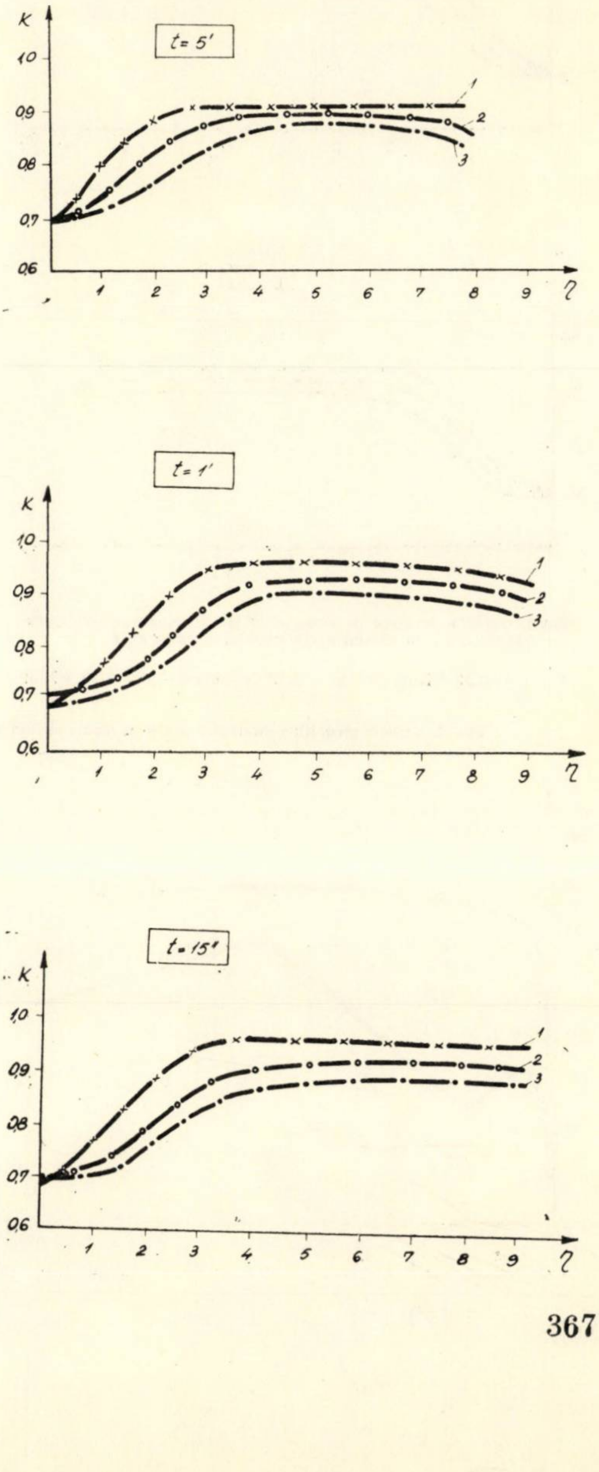
Un alt aspect se referă la faptul că compactarea pămîntului nu se realizează la orice accelerație a vibrațiilor, ci există o anumită valoare minimă a accelerației de la care poate avea loc acest proces. În figurile 1 și 2 se observă că la acțiunea vibrațiilor cu accelerații mici, în general mai mici ca 0,5 g și uneori chiar 0,7 g, nu se produce nici o modificare a gradului de compactare.

Valoarea minimă a accelerației vibrațiilor pentru care pămîntul începe să se compacteze este denumită și prag de vibroîndesare și ea ar corespunde momentului pentru care forțele de inerție ale granulelor încep să depășească rezistențele pe care le opun granulele la deplasarea lor. Acest prag de vibroîndesare depinde și el de o serie de factori cum sînt : natura pămîntului, compoziția granulometrică și starea fizică a acestuia, umiditatea, presiunea pe pămînt a vibratorului etc., ceea ce face ca din punct de vedere valoric să difere de la caz la caz.

Se constată totuși că, în cazul unor condiții asemănătoare de vibrare, acest prag de vibroîndesare este cu atît mai mic cu cît presiunea pe pămînt a vibratorului este mai mică.

Fig. 1. Variația gradului de compactare (K), în raport cu accelerația vibrațiilor, presiunea pe pămînt a vibratorului și durata de vibrare la proba de pămînt cu U = 50.

1 – σ = 3,63 KN/m^2; 2 – σ = 4,72 KN/m^2; 3 – σ = 6,03 KN/m^2



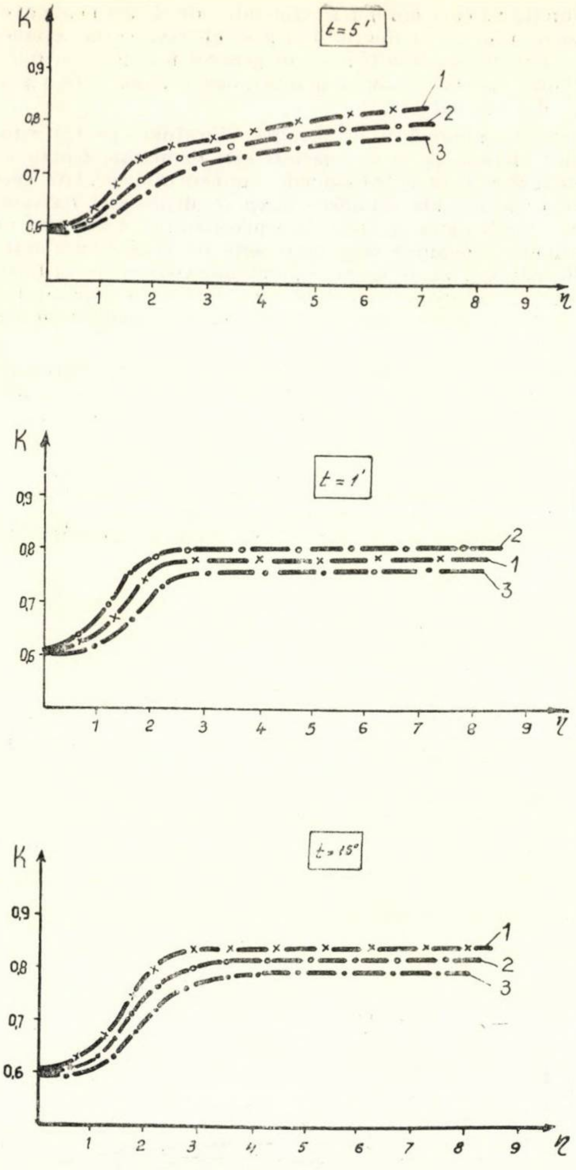


Fig. 2. Variaţia gradului de compactare (K) în funcţie de acceleraţie şi presiunea pe pămînt a vibratorului la proba cu U = 22

1 – σ = 3,53 KN/m²; 2 – σ = 4,72 KN/m²; 3 – σ = 6,03 KN/m²

În ceea ce priveşte frecvenţa şi *amplitudinea vibraţiilor*, influenţa lor asupra gradului de compactare este mai evidentă în măsura în care ele duc la o acceleraţie optimă a vibraţiilor.

Cu privire la *frecvenţa vibraţiilor*, influenţa acesteia se face mult simţită pentru o anumită acceleraţie, însă atunci cînd ea se apropie de frecvenţa proprie a sistemului oscilant vibrator-pămînt, aşa cum rezultă din figurile 3 a şi b pentru $\eta = 3,5$ şi respectiv 6. Gradul de compactare cel mai ridicat s-a obţinut la frecvenţa vibraţiilor de 45 Hz care din gama frecvenţelor folosite în încercările noastre se apropie cel mai mult de frecvenţa proprie a pămîntului, care a fost cuprinsă între 35 şi 42 Hz.

Cu privire la frecvenţa proprie a sistemului oscilant vibrator-pămînt, aspectele legate de ea sînt multiple şi variate. Cunoaşterea ei este necesară pentru practica compactării pămînturilor în vederea realizării fenomenului de „rezonanţă". Determinarea practică însă a frecvenţei proprii a sistemului oscilant ridică probleme destul de grele a căror rezolvare face apel de cele mai multe ori la aparatură specială de măsurare destul de complicată.

Cercetările experimentale întreprinse în această direcţie au scos în evidenţă că frecvenţa proprie a pămîntului depinde atît de proprietăţile elastice ale lui, cît şi de caracteristicile vibratoarelor şi ale vibraţiilor, cum sînt: greutatea vibratorului, suprafaţa de bază (de contact cu pămîntul), mărimea forţelor perturbatoare etc. De asemenea, în cadrul procesului de compactare frecvenţa proprie variază în raport cu greutatea volumetrică, umiditatea şi adîncimea.

Cu toată diversitatea factorilor care o influenţează, frecvenţa proprie în procesul de compactare nu se modifică în limite prea largi, totuşi variaţia ei este evidentă (fig. 4 şi 5).

Aspectele amintite mai înainte, ca şi dorinţa de a se realiza fenomenul de „rezonanţă" în procesul de compactare au dus la execuţia vibratoarelor cu o gamă mai largă a frecvenţelor de vibraţie, aşa cum rezultă şi din tabelele 1 şi 2.

În ceea ce priveşte fenomenul de rezonanţă, în cazul compactării pămînturilor, el se poate realiza numai atunci cînd vibratoarele nu se desprind de suprafaţa pămîntului. În cazul vibratoarelor care se desprind de suprafaţa pămîntului, şi această desprindere se produce atunci cînd amplitudinea vibraţiilor este mai mare ca deformaţia pămîntului ce se realizează la acţiunea statică a vibratorului, fenomenul de rezonanţă nu poate avea loc. Aceasta deoarece, după efectuarea saltului, lovitura pe care o produce vibratorul asupra pămîntului dă naştere la oscilaţii proprii ale pămîntului care se amortizează foarte repede datorită proprietăţilor puternice de amortizare ale sale. Cum aceste oscilaţii proprii nu depind de frecvenţa oscilaţiilor forţate, în asemenea situaţii — deci atunci cînd vibratoarele se desprind de pămînt — fenomenul de rezonanţă nu apare.

Cu privire la amplitudinea vibraţiilor se poate arăta că, în general, din experimentările efectuate a rezultat o creştere

Fig. 3. Variaţia greutăţii volumetrice uscate în raport cu timpul şi frecvenţa vibraţiilor la acceleraţie constantă pentru proba cu U = 50
a – η = 3,5; b – η = 6,0

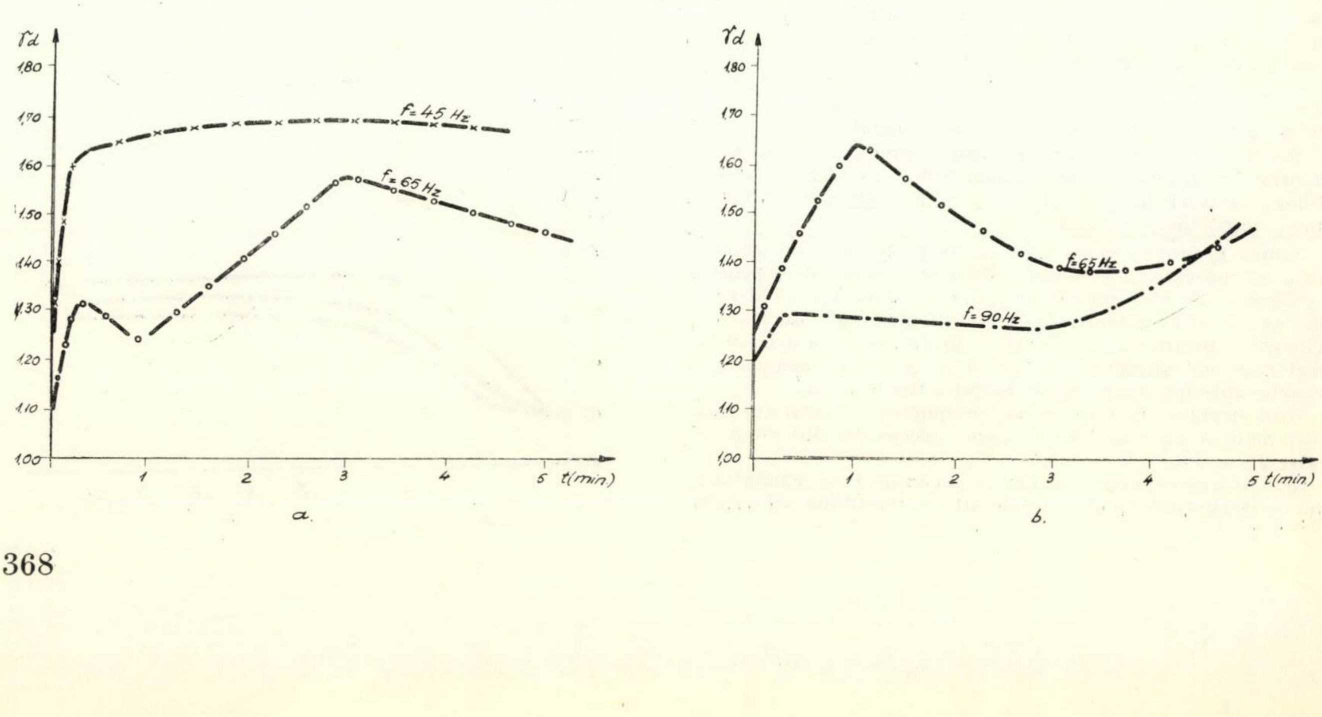


Tabela 1

Caracteristicile de bază ale plăcilor vibratoare

Specificarea caracteristicii	Ţara							
	R. F. G.			Anglia			S.U.A.	Italia
Masa în t :	Pînă la 125	Pînă la 250	Pînă la 1 000	100	450	2 200	107 – 430	520 – 2 000
Dimensiunile plăcii în mm	480×480 300×320	500×600 800×800	800×650 900×750	1000×100 —	— —	1,08 m² —	— —	800×650 1650×1000
Frecvenţa în Hz	33—75	23—58	27—47	10—33	30	25	33—40	25

Tabela 2

Caracteristici de bază ale cilindrilor vibratori

Specificarea caracteristicii	Ţara			
	R.F.G.	Anglia	Franţa	Japonia
Masa în t	500—8000	850—3150	540—5200	2,6
Frecvenţa în Hz	25—75	65	30—75	40—50
Viteza de deplasare km/h	0,5—5,4	1,2—7,1	1,2—6,2	1,2—2,5

evidentă a stării de îndesare atunci cînd amplitudinea vibraţiilor (pentru o frecvenţă constantă) a fost cuprinsă între 0,3 şi 0,5 şi uneori chiar 0,7 mm (fig. 6).

Încercările experimentale au urmărit şi modul în care *presiunea vibratorului pe pămînt* influenţează procesul de compactare. Pentru aceasta, greutatea vibratorului a fost modificată, realizîndu-se trei trepte de presiune pe pămînt de 3,53, 4,72 şi 6,03 kN/m².

Rezultatele experimentale obţinute, aşa cum de altfel se observă şi din figurile 1 şi 2, scot în evidenţă faptul că, de cele mai multe ori, gradul de compactare a crescut pe măsură ce presiunea vibratorului pe pămînt s-a micşorat. Acest aspect corespunde consideraţiilor teoretice cu privire la compactarea prin vibrare a maselor de nisip, potrivit cărora influenţa vibraţiilor în procesul de vibrare este cu atît mai mult simţită şi la o masă de pămînt cu atît mai mare, cu cît presiunea pe pămînt a vibratorului este mai mică [1]. Într-adevăr, afirmaţia de mai sus constituie interpretarea unei relaţii matematice, care însă nu ţine seamă de condiţiile în care are loc procesul de vibrare. Astfel, vibraţiile însoţite de o presiune mai mică a vibratorului pe pămînt au un efect sporit asupra stării de îndesare a masei de pămînt, în special a aceluia ce se găseşte în stratul de suprafaţă, deoarece cel din adîncime simte mai puţin influenţa acestora (fig. 7 şi 8). În schimb, la presiuni mai mari aceleaşi vibraţii, cu toate că în stratul de suprafaţă nu realizează o stare de îndesare prea ridicată, în adîncime influenţa lor este mai mare decît în cazul precedent, aşa cum rezultă şi din figurile 7 şi 8.

Cu privire la presiunea vibratoarelor pe pămînt nu se pot indica valori optime deoarece ea depinde de mulţi factori şi în special de capacitatea portantă a pămîntului. Faţă de această capacitate portantă, presiunea vibratorului pe pămînt trebuie să fie mai mică şi în nici un caz să nu o depăşească.

În literatura de specialitate [2] se indică unele valori pentru presiunea vibratorului pe pămînt în vederea realizării unei bune compactări. Astfel, în funcţie de natura pămîntului, presiunea vibratorului pe pămînt nu trebuie să fie mai mică decît următoarele valori :

— nisipuri foarte umede,	3— 4 kN/m²
— nisipuri la umiditatea optimă,	6 —10 kN/m²
— argile nisipoase cu umiditatea optimă	10—20 kN/m².

În cadrul cercetărilor experimentale s-au creat şi condiţiile funcţionării vibratorului, atît în contact permanent cu pămîntul, cît şi desprins de acesta (periodic).

În ceea ce priveşte contactul între vibrator şi pămînt acesta se va menţine atîta timp cît amplitudinea de mişcare a vibratorului (A) nu depăşeşte ca mărime deformaţia statică a pămîntului (Y_{st}) înregistrată la acţiunea greutăţii proprii a vibratorului, fiind satisfăcută în acest caz relaţia :

$$A \leqslant Y_{st},$$

relaţie care în cazul comportării elastice a pămîntului este :

$$\frac{P_o}{G} \leqslant (1-\alpha^2)$$

şi în cazul comportării elastico-vîscoase a pămîntului :

$$\frac{P_o}{G} \leqslant \sqrt{(1-\lambda^2)^2 - 4\alpha^2\lambda^2}$$

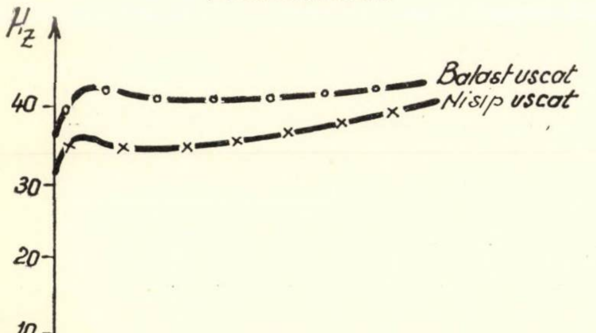


Fig. 4. Variaţia frecvenţei proprii în raport cu durata de vibrare şi natura pămîntului

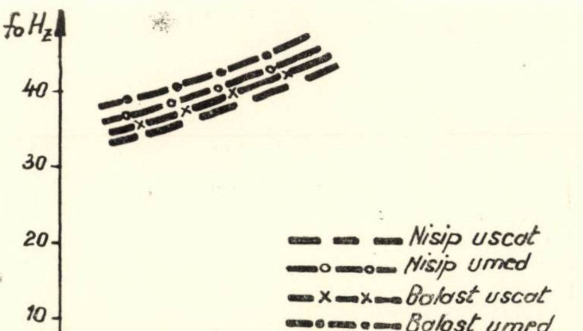


Fig. 5. Variaţia frecvenţei proprii a unui nisip în funcţie de compactitatea acestuia

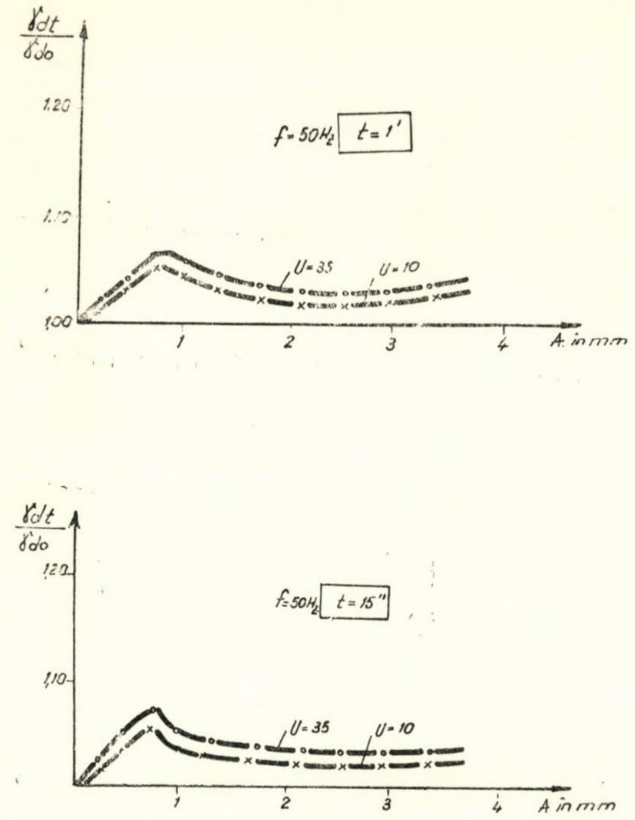
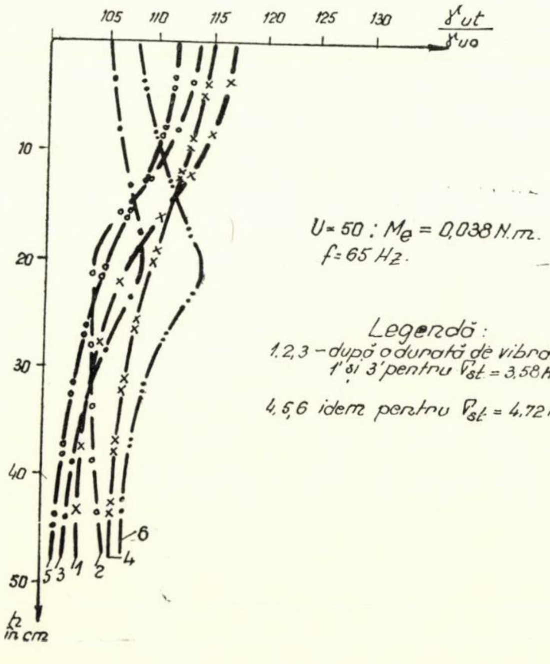


Fig. 6. Variaţia raportului dintre greutatea volumetrică uscată înregistrată după 15'' de vibrare şi cea iniţială, în raport cu amplitudinea vibraţiilor

unde :

P_0 este amplitudinea forţelor perturbatoare ;
G — greutatea proprie a vibratorului ;
λ — raportul dintre pulsaţia forţată a sistemului oscilant (ω) şi pulsaţia proprie a sistemului (ω_0) ;
α — factor de amortizare.

Fig. 7. Variaţia raportului dintre greutatea volumetrică înregistrată după o perioadă de vibrare de 15'', 1' şi 3' şi cea iniţială în funcţie de adîncime şi apăsarea statică a vibratorului la proba cu U = 22



Rezultate bune în procesul de compactare s-au obţinut atunci cînd efectul de vibrare a fost combinat cu cel de batere.

Cu toate că ar exista tendinţa justificată de altfel din punct de vedere teoretic [5] ca raportul P_0/G (unde P_0 este amplitudinea forţelor, iar G greutatea vibratorului) să fie cît mai mare, totuşi optimul acestui raport impus de rezultatele procesului de compactare ar fi de 3—4 (fig. 8). La valori mai mari ale acestui raport de 3—4 predomină efectul de batere şi care aduce uneori un spor în îndesarea pămîntului, totuşi se întîmpină serioase greutăţi în ceea ce priveşte echilibrarea vibratorului. În asemenea situaţii şi solicitările dinamice destul de mari fac ca părţile componente ale vibratorului să sufere degradări premature.

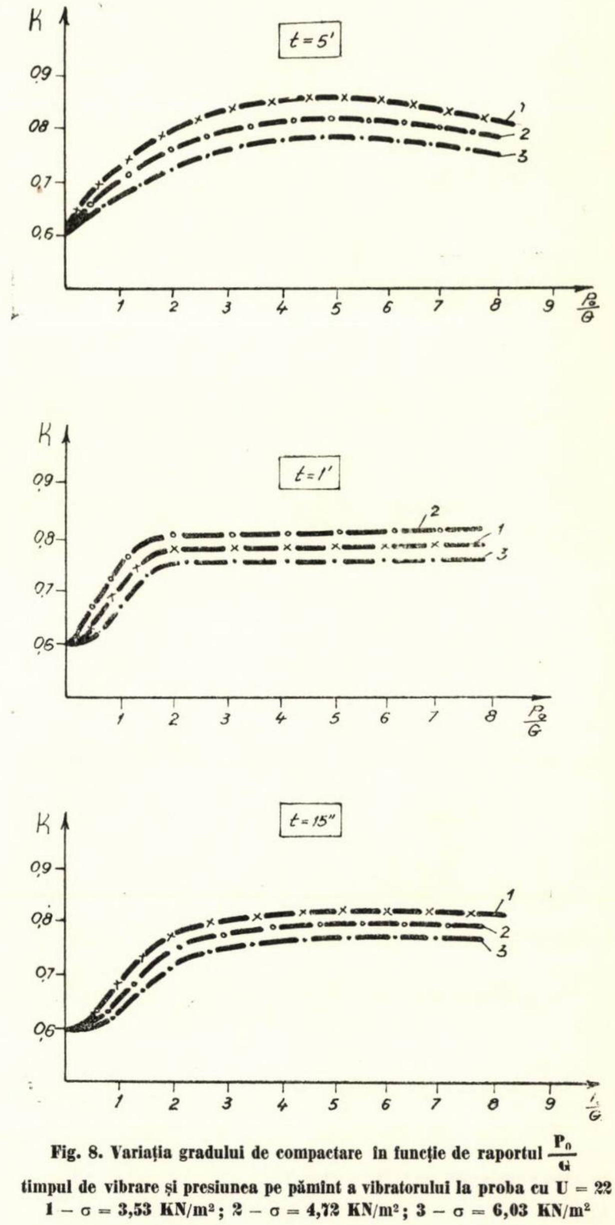


Fig. 8. Variaţia gradului de compactare în funcţie de raportul $\frac{P_0}{G}$ timpul de vibrare şi presiunea pe pămînt a vibratorului la proba cu U = 22
1 – σ = 3,53 KN/m²; 2 – σ = 4,72 KN/m²; 3 – σ = 6,03 KN/m²

3. CONCLUZII

Analiza procesului de compactare prin vibrare a maselor de nisip duce la unele concluzii, importante de altfel pentru constructorii de vibratoare (plăci sau cilindri vibratori) şi dintre care amintim cîteva :

a) Vibratoarele de tipul plăcilor şi cilindrilor au o eficacitate foarte mare la compactarea maselor de nisip, indiferent de caracteristicile granulometrice şi de starea fizică a acestora.

b) Eficacitatea vibratoarelor este sporită în procesul de compactare atunci cînd acceleraţia vibraţiilor este cuprinsă între 2,5 şi 4 g (unde g este acceleraţia gravitaţională). De asemenea se va evita realizarea vibratoarelor cu acceleraţii a căror valoare să fie sub pragul de vibroîndesare, deoarece efectul vibraţiilor în procesul de compactare este foarte redus.

c) În ceea ce priveşte frecvenţa şi amplitudinea vibraţiilor, influenţa lor în procesul de compactare este cu atît mai mare cu cît ele creează o acceleraţie a vibraţiilor optimă pentru compactare. Pentru o anumită acceleraţie a vibraţiilor, influenţa frecvenţei este cu atît mai mult simţită cu cît ea se apropie de frecvenţa proprie a sistemului oscilant. Deoarece frecvenţa proprie a sistemului oscilant variază în limite foarte largi, se recomandă ca vibraţiile produse de vibratoare să aibă o gamă a frecvenţelor mai largă pentru a se putea realiza practic fenomenul de ,,rezonanţă".

d) În procesul de compactare, vibratoarele au un efect sporit atunci cînd efectul vibraţiilor se combină cu cel de batere. Pentru acesta se recomandă (în special pentru plăci) ca raportul $P_0/G \approx 3-4$ (unde P_0 este amplitudinea forţelor perturbatoare, iar G greutatea vibratorului).

Bibliografie

[1] Barcan D. D. : *Vibrometod v stroitelstve.* Moscova, Gostroizdat, 1959.

[2] Harhuta N. I., Vasiliev I. M. : *Metode de îndesare şi proprietăţile reologice ale pămînturilor.* Moscova, Autotransizdat, 1964.

[3] Ionaşcu T. Gh. : *Consideraţii privind compactarea terasamentelor la drumurile forestiere.* Revista pădurilor, 1–1965.

[4] Ionaşcu T. Gh. : *Consideraţii asupra comportării pămînturilor în procesul de compactare prin vibrare.* Revista pădurilor nr. 2–1967.

[5] Ionaşcu T. Gh. : *Studiul deformaţiilor şi eforturilor dinamice ce apar în procesul de compactare prin vibrare a terasamentelor de drumuri.* Lucrare susţinută în sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Braşov, decembrie 1965.

[6] Ionaşcu T. Gh. : *Aspecte cu privire la producerea şi acumularea deformaţiilor în procesul de compactare prin vibrare a pămînturilor nisipoase.* Lucrare susţinută în sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Braşov, ianuarie 1967.

[7] Ionaşcu T. Gh. : *Cercetări cu privire la influenţa vibraţiilor asupra stării de îndesare a pămînturilor.* Revista Transporturilor, nr. 10–1967.

[8] Ionaşcu T. Gh. : *Cercetări asupra modificării stării de îndesare a maselor de nisip supuse acţiunii vibraţiilor.* Lucrare susţinută în sesiunea republicană din 22–32 dec. 1967, Institutul politehnic Braşov.

Influenţa inerţiei termice în proiectarea elementelor de construcţie

Ing. Şt. Georgescu
C.S.C.A.S.

GENERALITĂŢI

Apariţia elementelor de construcţii uşoare şi utilizarea pe scară largă a materialelor uşoare termoizolatoare moderne au pus probleme noi în determinarea capacităţii necesare de izolare termică.

Calculele de rezistenţă termică se fac în mod curent în regim staţionar, adică în ipoteza că temperaturile aerului sînt constante în timp. În realitate, aceste temperaturi sînt variabile, oscilînd periodic în cursul unei zile.

Aceasta are ca urmare oscilaţii ale temperaturii suprafeţei interioare a elementului de construcţie, temperatură care stă la baza determinării capacităţii de izolare a elementului respectiv.

Pentru a face independentă temperatura suprafeţei interioare a elementului de construcţie de oscilaţiile de temperatură ale aerului exterior este necesar ca elementul de construcţie să prezinte o capacitate suficientă de amortizare a lor şi aceasta se poate obţine, fie prin prevederea unor materiale grele, masive, fie prin mărirea rezistenţei termice a elementului, astfel încît variaţiile de temperatură, care ar ajunge pînă la suprafaţa interioară, să fie neînsemnate.

Capacitatea de amortizare a variaţiilor de temperatură în timpul trecerii căldurii reprezintă în practică inerţia termică a elementului de construcţie.

Condiţiile de inerţie termică conduc la rezistenţe termice foarte diferite şi uneori surprinzătoare. Astfel, spre exemplu, dacă trebuie asigurată o amortizare de 10 ori a oscilaţiei de temperatură exterioară, în cazul unei zidării de cărămidă cu goluri este suficientă o rezistenţă termică $R_0 = 0{,}7\,\mathrm{m^2 hgrd/kcal}$, pe cînd la un panou din polistiren între două foi de azbociment este necesară o rezistenţă termică de minimum $R_0 = 1{,}4\,\mathrm{m^2\ hgrd/kcal}$.

Pentru elementele de construcţii termoizolatoare uşoare, criteriul asigurării unei amortizări corespunzătoare a oscilaţiilor de temperatură pe timpul verii a devenit mult mai important în dimensionarea termoizolaţiilor decît în condiţiile de iarnă.

Calculele pentru determinarea capacităţii de amortizare sînt foarte laborioase, iar precizia rezultatelor care se obţin este relativ redusă, ceea ce a făcut ca sistemele de normare legate de inerţia termică să pătrundă foarte greu în masa proiectanţilor.

Prezenta lucrare are ca scop introducerea unor diagrame simplificate pentru cazurile cele mai des întîlnite în practică, diagrame care să permită determinarea capacităţii de inerţie termică a unui element de construcţie în mod direct, fără nici un fel de calcul.

NORMAREA AMORTIZĂRII OSCILAŢIILOR DE TEMPERATURĂ

Pentru aprecierea inerţiei termice pe care o oferă un element de construcţie se utilizează în practică coeficientul de amortizare ν, reprezentînd raportul următor :

$$\nu = \frac{A_{te}}{A_{\vartheta_i}} \qquad [-]$$

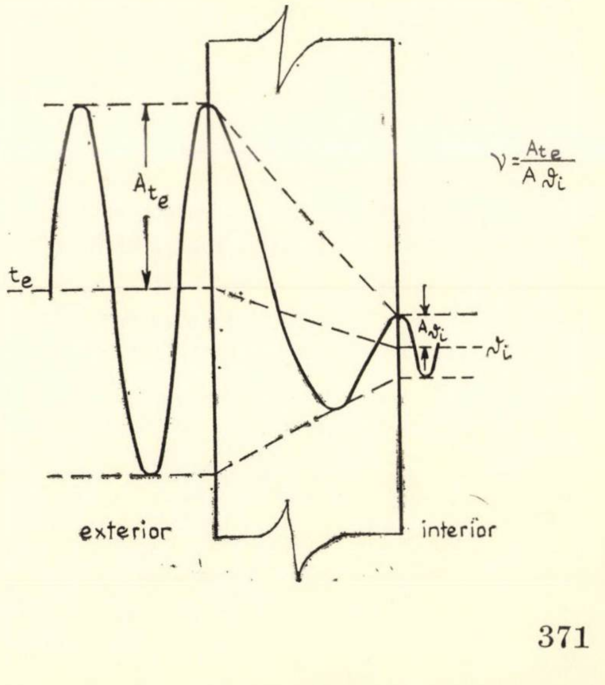
în care :

A_{te} — este amplitudinea oscilaţiei de temperatură a aerului exterior, aşa cum se arată în fig. 1.

A_{ϑ_i} — amplitudinea oscilaţiei de temperatură care rezultă la suprafaţa interioară a elementului de construcţie.

În mod normal se ia în considerare o perioadă de 24 ore.

Fig. 1. Oscilaţiile temperaturii exterioare (t_e) şi ale temperaturii suprafeţei interioare (δ_i)



Valoarea coeficientului minim de amortizare a fost normată în felul următor :

1. Locuinţe, hoteluri, spitale, grădiniţe de copii, încăperi cu instalaţii de climatizare etc.

- acoperişuri terasă . . . . ν=25
- planşeul plafon la acoperişuri cu pod . . . . . ν=15
- pereţi exteriori însoriţi . . . . ν=15
- pereţi exteriori însoriţi cu spaţii interioare ventilate . . . . ν=12
- pereţi orientaţi spre nord sau lipsiţi de însorire. . ν=10

2. Clădiri administrative, birouri, laboratoare, spaţii de producţie cu cerinţe deosebite de confort etc.

- acoperişuri terasă . . . . ν=25
- planşeul plafon la acoperişuri cu pod . . . . . ν=15
- pereţi exteriori însoriţi . . . . ν=12
- pereţi exteriori cu spaţii interioare ventilate . . ν=10
- pereţi orientaţi spre nord sau lipsiţi de însorire ν=10

Este interesant de observat că cerinţele termice din timpul verii sînt mult mai exigente şi ele hotărăsc gradul de amortizare pe care trebuie să-l prezinte elementul de construcţie ; astfel, comparativ, pe timp de iarnă, un coeficient de amortizare $\nu = 10$ este suficient pentru a asigura obţinerea unei variaţii a temperaturii la suprafaţa interioară a elementului de construcţie de $\Delta\delta_i = 0{,}5$ grd.

La clădirile zootehnice şi în special la grajdurile de animale se recomandă a se asigura valorile indicate pentru clădirile de locuit.

CALCULUL EXACT AL COEFICIENTULUI DE AMORTIZARE „ν" CU NUMERE COMPLEXE

Calculul exact al coeficientului de amortizare, după Sklover, se face cu ajutorul unor funcţii hiperbolice şi cu folosirea numerelor complexe, după următoarele formule :

a. *pentru elemente compuse din două straturi :*

$$\nu=\left(ch_1+\frac{\alpha_i}{\overline{S}_1}sh_1\right)\left(ch_2+\frac{\overline{S}_2}{\alpha_e}sh_2\right)+\left(\frac{S_1}{S_2}+\frac{\alpha_i}{\overline{S}_2}ch_1\right)$$
$$\left(sh_2+\frac{\overline{S}_2}{\alpha_e}ch_2\right)$$

b. *pentru elemente compuse dintr-un singur strat :*

$$\nu=\left(\frac{\alpha_i}{S}+\frac{\overline{S}}{\alpha_e}\right)\cdot sh+\left(1+\frac{\alpha_i}{\alpha_e}\right)\cdot ch$$

în care :

α_i este coeficientul de schimb superficial de căldură la suprafaţa interioară ;

α_e — coeficientul de schimb superficial de căldură la suprafaţa exterioară ;

S_1 — coeficientul de asimilare termică a stratului 1 ;

$\overline{S}_1$ — coeficientul de asimilare a stratului 1, cu numere complexe $(S\cdot\sqrt{i})$;

sh_1 — sinus hiperbolic $(D_1\cdot\sqrt{i}\cdot sh)$ al stratului 1 ;

ch_1 — cosinus hiperbolic $(D_1\cdot\sqrt{i}\cdot ch)$ al stratului 1.

CALCULUL COEFICIENTULUI DE AMORTIZARE ν CU AJUTORUL FORMULELOR APROXIMATIVE

Utilizarea formulelor cu numere imaginare apare complicată şi necesită o durată mare şi cunoştinţe aprofundate în acest gen de calcule.

Din cauza aceasta, în practică se utilizează în mod curent următoarea formulă aproximativă :

$$\nu=0{,}9\,e^{D/\sqrt{2}}\,\frac{S_1+\alpha_i}{S_1+U_1}\cdot\frac{S_2+U_1}{S_2+U_2}\;\ldots\;\frac{S_n+U_{n-1}}{S_n+U_n}\cdot\frac{\alpha_e+U_n}{\alpha_e}$$

în care :

D este suma indicilor de inerţie termică a straturilor care compun elementul de construcţie, respectiv $D = D_1 + D_2 + \cdots + D_n$;

S_n — coeficientul de asimilare termică a materialului din stratul n ;

U_n — coeficientul de asimilare termică a suprafeţei stratului n, orientată spre partea unde oscilează temperatura aerului, în cazul nostru temperatura exterioară ;

α_i — coeficientul de schimb superficial de căldură la suprafaţa interioară a elementului de construcţie ;

α_e — coeficientul de schimb superficial de căldură la suprafaţa exterioară a elementului de construcţie.

Avînd în vedere că normarea coeficientului de amortizare ν se face pentru anotimpul de vară, care este determinant, formula consideră că temperatura exterioară oscilează şi temperatura interioară este constantă. Numerotarea straturilor se face de la interior la exterior.

Indicele de inerţie termică D pentru un material se exprimă cu formula :

$$D = R\cdot S \qquad [-]$$

în care :

R este rezistenţa la permeabilitate termică, respectiv $R = \frac{d}{\lambda}$, în m² h grd/kcal ;

S — coeficientul de asimilare termică, în kcal/m²hgrd.

Coeficientul de asimilare termică S se găseşte gata calculat în tabelele publicate în standarde şi tratatele de specialitate indicate în bibliografie şi se determină cu formula :

$$S = 0{,}51\sqrt{\lambda c\rho} \qquad [\text{kcal/m}^2\text{hgrd}]$$

în care :

λ este conductivitatea termică a materialului în kcal/m h grd ;

c — căldura specifică, în kcal/kg grd ;

ρ — greutatea specifică aparentă, în kg/m³.

Coeficientul de asimilare termică a suprafeţei „U" al fiecărui strat se calculează începînd din stratul 1 astfel :

— În straturile la care $D \geqslant 1 \ldots U = S$
— În straturile la care $D < 1$

- în stratul $n \ldots \; U_n = \dfrac{R_n S_n^2 + U_{n-1}}{1+R_n U_{n-1}}$
- în stratul $1 \ldots \; U_1 = \dfrac{R_1 S_1^2 + \alpha_i}{1 + R_1\cdot\alpha_i}$.

Calculele făcute pînă în prezent au arătat că în mod practic straturile mai subţiri de 2 cm nu influenţează sensibil determinarea coeficientului de amortizare ν şi deci se poate face abstracţie de ele, mai ales în cazurile cînd sînt amplasate lîngă straturi cu caracteristici termice foarte deosebite. Astfel, spre exemplu, la acoperişuri se neglijează influenţa hidroizolaţiei de bitum şi carton asfaltat.

SERIEREA NECESITĂŢILOR DE CALCUL

Din cele de mai sus se poate observa că determinarea prin calcul a coeficientului de amortizare ν rămîne foarte laborioasă, cu toate că formulele sînt aproximative.

Pentru a veni în sprijinul proiectanţilor, s-au elaborat cîteva diagrame pentru cazurile mai frecvente întîlnite în practică şi care permit determinarea coeficientului de amortizare ν fără nici un calcul.

În acest scop s-a făcut în prealabil o analiză din punctul de vedere al inerției termice, respectiv al influenței pe care o au natura și dimensiunile straturilor componente asupra determinării coeficientului de amortizare ν.

În urma acestei analize s-a ajuns la concluzia că elementele cele mai frecvent întîlnite în practică se pot clasifica în trei categorii :

I. Elemente omogene compuse dintr-un singur material

În această categorie se cuprind :

— pereți din zidării diverse omogene ;

— panouri din materiale termoizolatoare ușoare între straturi de azbociment, metal , p.f.l, sau tencuieli etc., la care aceste straturi de protecție au mai puțin de 2 cm grosime ;

— plăci armate de beton celular autoclavizat la acoperișuri și pereți ;

— acoperișuri metalice din tablă cu strat termoizolator.

II. Elemente în două straturi formate dintr-un strat termoizolator aplicat pe un strat de beton amplasat la interiorul încăperii

În această categorie se cuprind :

— acoperișurile de beton armat cu termoizolație la partea superioară, la care stratul de protecție a hidroizolației este mai redus de 2 cm ;

— plafoanele izolate la acoperișurile cu pod.

III. Elemente în trei straturi formate dintr-un strat de protecție la exterior, compus din pietriș sau beton, în grosime de cca 3 cm, un strat median termoizolator și nu strat suport din beton armat amplasat spre interiorul încăperii.

În această categorie se cuprind :

— acoperișurile formate din planșeu suport de beton armat, strat termoizolator și, fie șapă suport a hidroizolației, fie șapă de protecție a ei în grosimi de cca 3 cm ;

— pereți din panouri de beton armat în trei straturi, la care stratul exterior are cca 3 cm.

Pentru această categorie s-au indicat în diagrame curbe punctate.

La toate cele trei categorii nu s-au luat în considerare straturile subțiri formate din bariere de vapori, hidroizolațiile, șapele subțiri de egalizare, protecțiile hidroizolațiilor din pietriș de cca 20 kg/m^2 etc.

Grosimea planșeelor suport de beton armat este foarte variată și din cauza aceasta s-au considerat trei tipuri de elemente : fără planșeu de beton (B_0), cu planșeu de beton de 5 cm (B_5) și cu planșeu de beton de 10 cm (B_{10}), ceea ce dă posibilități ușoare de interpolare în celelalte cazuri.

Practica proiectării a arătat că valori critice pentru coeficientul de amortizare apar cînd coeficientul de asimilare termică este mai mic de $S = 6$ kcal/m^2 hgrd și că rezistența la permeabilitate termică a stratului termoizolator variază în limitele $R = 0{,}3 \div 2{,}0$ m^2 hgrd/kcal.

Toate aceste date au limitat numărul cazurilor curente interesante și au dat posibilitatea elaborării unor diagrame simplificate, care sînt prezentate în cele ce urmează.

DIAGRAMA PENTRU ELEMENTE OMOGENE

Diagrama B_0 indicată în figura 2 prezintă relația între rezistența la permeabilitate termică R a termoizolației și coeficientul de asimilare termică S, în cazul elementelor compuse dintr-un singur strat sau al celor asimilate cu ele, pentru diferite valori normate ale coeficientului de amortizare ν.

Diagrama din figura 2 poate fi prezentată luînd o scară logaritmică pentru valorile coeficientului de asimilare termică S, așa cum a fost prezentată în lucrările lui F. Eichler, însă considerăm că scara liniară permite aprecieri mult mai ușoare în cazul interpolărilor.

O concluzie alarmantă pe care o scoate în evidență această diagramă este că obținerea unui coeficient de amortizare $\nu = 25$, normat în cazul acoperișurilor terasă, nu se poate practic realiza în cazul termoizolațiilor ușoare fără proiectarea unui strat de beton la suprafața interioară a termoizolației sau fără a se asigura un gol bine ventilat între termoizolație și hidroizolație.

Diagrama din figura 2 este elaborată pe baza calculelor exacte cu numere complexe. Pentru comparație, în figura 3 se prezintă aceeași diagramă calculată cu formulele aproximative. Se observă că pentru coeficienții de asimilare termică mai mici de $S = 2$ kcal/m^2 hgrd, valorile obținute pentru rezistența termică R variază sensibil.

Exemplul 1 — Să se calculeze dimensiunile unui panou prefabricat compus dintr-un strat de polistiren celular la care s-au lipit pe ambele fețe plăci plane de azbociment. Panoul se utilizează la o clădire de laborator la un perete însorit.

Întrucît plăcile de azbociment au grosimi reduse, sub 2 mm, se poate face abstracție de aportul lor la inerția termică a elementului, care se poate considera astfel compus dintr-un singur strat.

Polistirenul expandat prezintă un coeficient de asimilare termică $S = 0{,}51 \sqrt{\lambda c \rho} = 0{,}31$ kcal/m^2 hgrd. Peretele însorit la un laborator cu cerințe speciale de confort trebuie să prezinte un coeficient de amortizare $\nu = 12$.

Conform diagramei din figura 2 la aceste date corespunde o rezistență minimă la permeabilitatea termică $R = \frac{d}{\lambda} =$ 1,52 m^2 hgrd/kcal. Rezultă pentru elementul de panou o rezistență la transmisia căldurii

$$R_0 = 1{,}52 + 0{,}2 \simeq 1{,}70 \text{ m}^2 \text{ h grd/kcal}.$$

Calculul făcut pe baza confortului pe timp de iarnă conduce la o rezistență admisibilă de cca $R_0 = 0{,}9$ m^2 hgrd/kcal.

Se observă deci că rezistența termică necesară din motive de inerție termică pe timp de vară este aproape dublă față de rezistența termică pe timp de iarnă.

Fig. 2. Diagrama B_0 pentru elementele de construcție compuse dintr-un singur strat, elaborată pe bază de calcule exacte

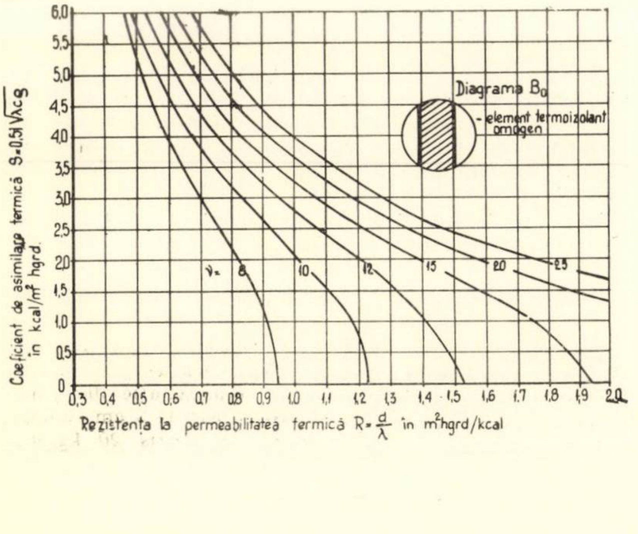


Fig. 3. Diagrama B_0 elaborată pe bază de calcule aproximative, pentru a servi de comparație cu diagrama din fig. 2

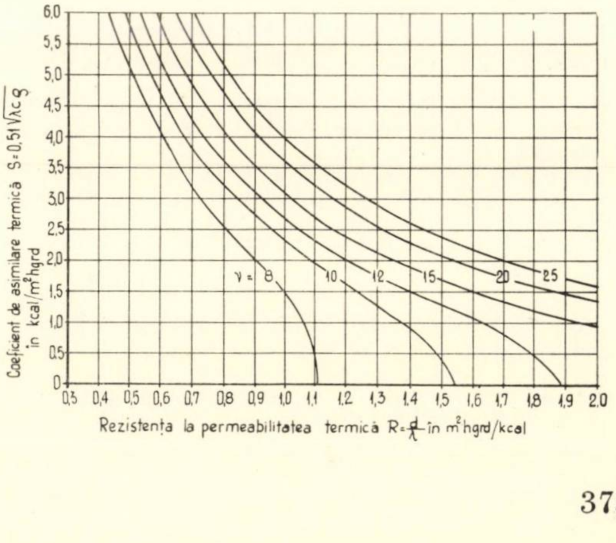


DIAGRAMA ELEMENTELOR ÎN DOUĂ SAU TREI STRATURI CU STRAT SUPORT DIN BETON DE 5 CM

Diagrama B_5 din figura 4 prezintă relația dintre rezistența la permeabilitate termică R a stratului termoizolator și coeficientul lui de asimilare termică S, pentru diferite valori ale coeficientului de amortizare ν, în cazul amplasării termoizolației pe un strat de beton armat de 5 cm grosime. În conformitate cu normative mai recente de hidroizolații, se prevede pentru protecția lor la partea superioară un strat de pietriș de cca 50 kg/m^2, care poate fi redus eventual în cazul acoperișurilor ușoare la cca 20 kg/m^2.

Influența pe care o poate avea un strat de protecție de 50 kg/m^2 din pietriș se poate vedea în figura 4, în care s-a trasat cu linii punctate poziția curbelor în această ipoteză. Pentru grosimi mai reduse se pot face interpolări.

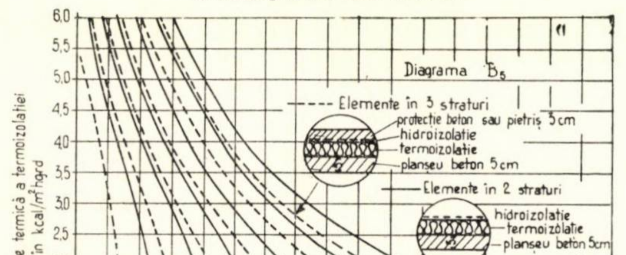
Aceleași curbe punctate se pot utiliza și în ipoteza că la partea exterioară se află un strat de cca 3 cm beton, care servește fie ca suport al hidroizolației, fie ca șapă de protecție peste hidroizolație.

În consecință, în diagrama din figura 4 se pot utiliza curbele continue, pentru cazurile din categoria II, formată din elemente în două straturi și curbele cu linii punctate pentru cazurile din categoria a III-a, formată din elemente în trei straturi.

Exemplul 2 — Să se verifice termic un acoperiș compus dintr-o placă suport de 5 cm, peste care se montează o barieră de vapori, un strat termoizolator din plăci de beton celular autoclavizat de 10 cm grosime, un strat hidroizolator și un strat de protecție a hidroizolației de cca 50 kg/m^2. Încăperea de sub acoperișul terasă servește pentru birouri tehnice în cadrul unei întreprinderi industriale.

Din punctul de vedere al inerției termice, au o influență sensibilă numai planșeul suport, termoizolația și protecția hidroizolației. În consecință, se poate aplica diagrama din figura 4.

Fig. 5. Diagrama B_{10} pentru elementele în 2 sau 3 straturi, cu strat suport din beton de 10 cm



Caracteristicile termice ale plăcii de beton celular autoclavizat utilizate sînt $S = 2{,}35$ kcal/m^2 h grd și $\lambda = 0{,}17$ kcal/mh grd.

Rezultă o rezistență la permeabilitatea termică a stratului termoizolator $R = \frac{d}{\lambda} = \frac{0{,}10}{0{,}17} = 0{,}59$ m^2 h grd/kcal. Conform diagramei B_5 din figura 4, interpolînd între curbele punctate 10 și 12, se obține $\nu = 10{,}5$ față de $\nu = 25$ cît este normat.

Pentru a se obține coeficientul de amortizare normat este necesară, conform aceleiași diagrame, o rezistență la permeabilitatea termică de minimum $R = 1{,}12$ m^2 h grd/cal, respectiv trebuie mărită grosimea termoizolației la $d = 1{,}12 \times 0{,}17 = 0{,}19$ cm.

DIAGRAMA TERMOIZOLAȚIILOR PE STRAT SUPORT DIN BETON ARMAT DE 10 CM

Diagrama B_{10} din figura 5 este similară cu diagrama B_5 din figura 4, cu deosebirea stratului suport din beton armat care are grosimea de 10 cm.

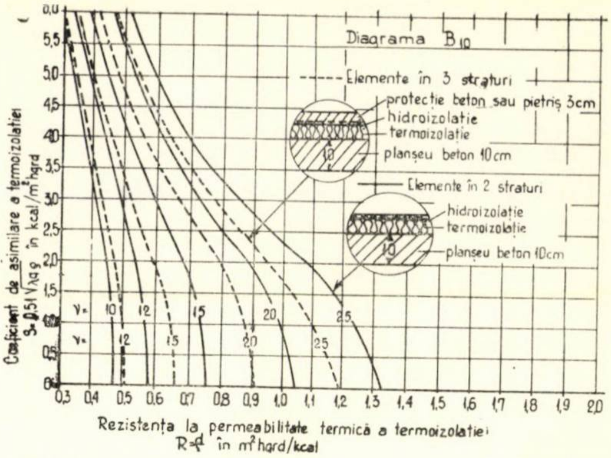


Fig. 4. Diagrama B_5 pentru elementele în 2 sau 3 straturi, cu un strat suport din beton de 5 cm grosime

Diagrama B_{10} are o largă aplicare în cazul acoperișurilor de beton și la panourile de pereți din beton în trei straturi. În caz că al treilea strat la exterior este din beton armat sau pietriș se aplică curbele punctate.

Este interesant de observat că aplicarea unui strat de beton de 3 cm la partea superioară a unei termoizolații, avînd $S = 2$ și $R = 1$, amplasată pe o dală de beton de 5 cm, mărește coeficientul de amortizare de la $\nu = 16$ la $\nu = 18$, pe cînd îngroșarea dalei de beton de la 5 cm la 8 cm duce la o creștere a coeficientului de amortizare de la $\nu = 16$ la $\nu = 20$.

DIAGRAME – NORMĂ

Diagramele precedente sînt folositoare în special în cazurile cînd este necesar a se determina coeficientul de amortizare ν al unui anumit element de construcție.

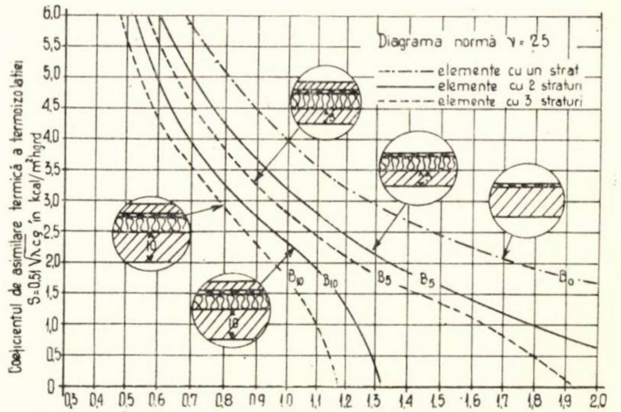


Fig. 6. Diagrama – normă pentru $\nu = 25$

În cazul dimensionărilor apare însă mai necesar a se cunoaște față de valoarea ν normată, care sînt posibilitățile de variație ale celorlalte elemente. Pentru aceasta s-au elaborat diagramele din figurile 6, 7, 8 și 9, pentru cele patru valori normate ale coeficientului de amortizare $\nu25$, $\nu15$, $\nu12$ și $\nu10$.

În cadrul fiecărei diagrame s-au cuprins toate tipurile de planșeu suport, respectiv B_{10}, B_5 și B_0, atît pentru elementele în două straturi, cît și pentru cele în trei straturi.

Cazurile intermediare se pot obține ușor prin interpolare.

Exemplul 3 — Să se dimensioneze termic un acoperiș la o clădire administrativă, compus dintr-o placă de beton armat de 7 cm grosime, barieră de vapori, termoizolație din plăci de vată minerală, șapă de beton slab armat de 3 cm, hidroizolație și protecție a hidroizolației din pietriș 20 kg/m^2.

În calculul coeficientului de amortizare se iau în considerare numai cele trei straturi principale şi anume : placa suport de beton armat, termoizolaţia şi o şapă de 3 cm, în care este cuprinsă şi protecţia hidroizolaţiei.

Avînd în vedere destinaţia clădirii, este necesar a se asigura un coeficient de amortizare minim de $\nu = 25$ şi deci se va utiliza diagrama $\nu = 25$ din figura 6.

Caracteristicile termice ale plăcii semirigide de vată minerală sînt $S = 1{,}16$ kcal/m² hgrd şi $\lambda = 0{,}075$ kcal/m hgrd. Utilizînd aceste date în diagrama $\nu = 25$ şi interpolînd cazul plăcii de 7 cm între curbele B_5 şi B_{10}, rezultă o rezistenţă termică necesară

$$R = \frac{d}{\lambda} = 1{,}4 \text{ m}^2 \text{ h grd/kcal.}$$

În consecinţă, apare necesară o grosime a termoizolaţiei

$$d = R \cdot \lambda = 1{,}4 \cdot 0{,}075 \simeq 0{,}10 \text{ m.}$$

O creştere a plăcii suport de beton armat de la 7 cm la 10 cm reduce rezistenţa termică necesară a termoizolaţiei de la $R = 1{,}4$ la $R = 1{,}08$ m²h grd/kcal, respectiv a grosimii termoizolaţiei de la 10 cm la 8 cm.

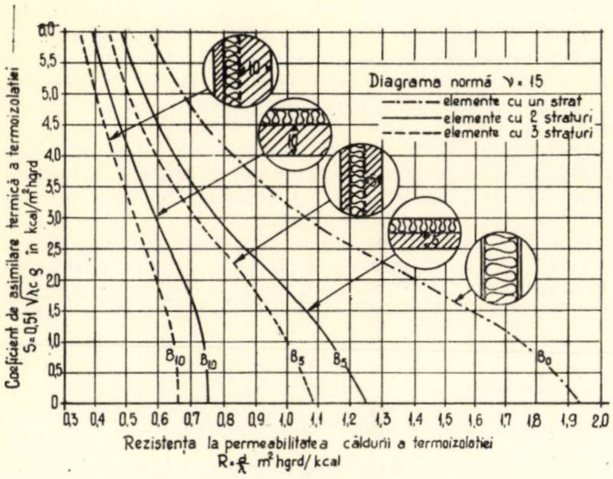


Fig. 7. Diagrama – normă pentru $\nu = 15$

CONCLUZII

Din materialul prezentat rezultă următoarele concluzii :

— Elementele de construcţii uşoare trebuie dimensionate termic pe baza cerinţelor de inerţie termică pe timpul verii, care obligă la rezistenţe termice mult mai mari decît cele care rezultă ca necesare pe timpul iernii.

— Straturile de beton masive, amplasate la suprafaţa interioară a termoizolaţiei, au o influenţă mai mare decît cele amplasate la exterior, asupra capacităţii de inerţie termică a elementului de construcţie.

— În cazul plăcilor suport la interior mai groase de 10 cm, dimensionarea termoizolaţiei pe bază de inerţie nu mai este necesară la pereţii exteriori.

— Panourile dintr-un singur strat şi cele asimilate nu se pot utiliza la acoperişurile încăperilor cu cerinţe ridicate de confort, dacă materialul termoizolator are un coeficient de asimilare termică $S < 2$ kcal/m²h grd, întrucît se ajunge la dimensiuni neeconomice ; în această categorie intră polistirenul expandat, vata minerală etc.

— Diagramele prezentate sînt elaborate pe baza formulelor aproximative acoperitoare, singurele acceptate în tratatele de specialitate româneşti şi străine pentru utilizarea în practică.

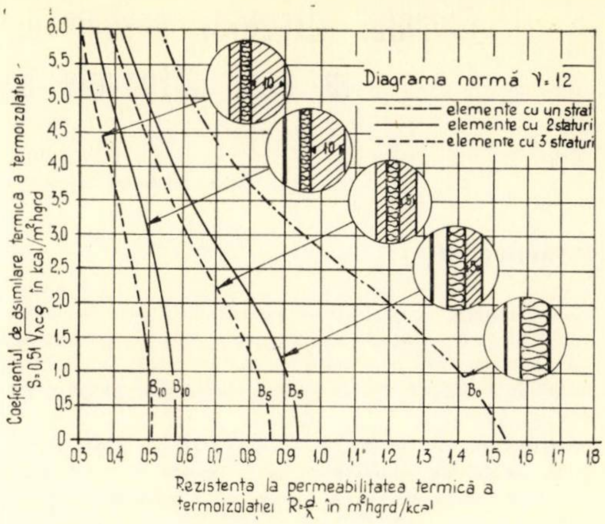


Fig. 8. Diagrama – normă pentru $\nu = 12$

În măsura în care, însă, aceste diagrame se introduc pe scară largă în practica proiectării, ar fi interesant ca ele să fie recalculate de către un grup de cercetare, pe bază de formule exacte sau de experimentări de laborator, întrucît sînt susceptibile de îmbunătăţiri în zona coeficienţilor de asimilare mai mici de $S = 2$ kcal/m² h grd.

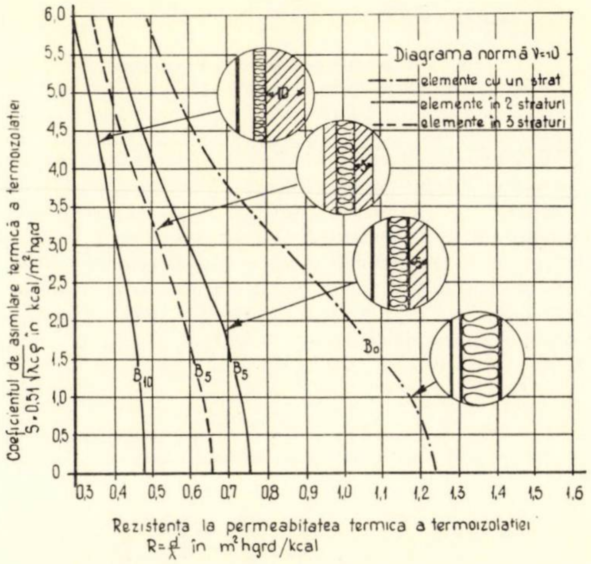


Fig. 9. Diagrama – normă pentru $\nu = 10$

— Diagramele cuprinse în prezenta lucrare permit o determinare uşoară şi rapidă a coeficienţilor de amortizare, evitînd calculele laborioase care sînt obligatorii conform prescripţiilor internaţionale în cazurile normate.

Bibliografie

[1] Eichler Fr. : *Praktische Wärmelehre im Hochbau.* Berlin, 1964.
[2] Fokin K. F. : *Stroitelnaia teplotehnica ograjdaiuşcih ciastei.* Moskva, 1953.
[3] Georgescu St., Dumitriu E., Bocancea Al. : *Izolarea termică a clădirilor.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1961.
[4] Georgescu St. şi Andjulovici Al. : *Confortul termic în clădiri.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.
[5] Solomon Z. şi Georgescu St. : *Proiectarea funcţională a elementelor de construcţii industriale.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1964.

Calculul vitezelor optime de circulaţie ale agenţilor termici în schimbătoarele de căldură în contracurent

Ing. Şt. Vintilă
Inst. de construcţii Bucureşti. Facultatea de instalaţii pentru construcţii

I. INTRODUCERE

Schimbătoarele de căldură de suprafaţă, la care circulaţia agenţilor termici se face în contracurent, sînt în prezent tot mai mult folosite atît pentru punctele termice ale instalaţiilor de încălzire centrală, cît şi pentru instalaţiile termice industriale.

Tipul constructiv cel mai des utilizat este cel alcătuit din elemente secţionale (sau tronsoane), fiecare element fiind de construcţie semielastică, cu compensator lenticular (fig. 1).

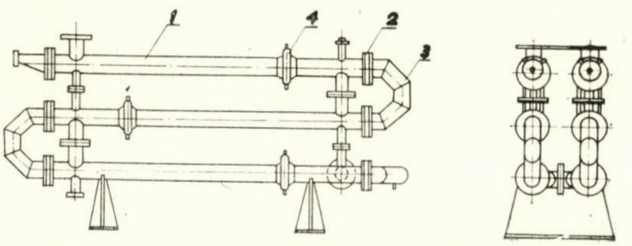


Fig. 1. Schimbător de căldură în contracurent
1 – tronson; 2 – flanşe; 3 – piesă de legătură; 4 – compensator lenticular

Pentru punctele termice ale instalaţiilor de încălzire centrală s-au preconizat două astfel de tipuri, numite şi aparate de contracurent şi anume: unul proiectat la Institutul de proiectări ISCAS — Bucureşti şi altul proiectat la Institutul „Proiect" Bucureşti (tip IPB). Este de remarcat că cele două tipuri nu prezintă deosebiri esenţiale din punct de vedere constructiv, ceea ce a şi făcut ca Intreprinderea de confecţii metalice şi aparataje (ICMA) — Bucureşti să tindă să tipizeze schimbătoarele de căldură tip IPB.

„Tronsonul tip" al acestui aparat (fig. 2) are, fie 85 de ţevi din oţel cu diametrul 20 × 2 mm, pentru utilizare la prepararea apei calde pentru încălzire, fie 85 de ţevi din alamă cu diametrul 16 × 1 mm pentru utilizare la prepararea apei calde menajere, putîndu-se utiliza ca agent termic primar apă supraîncălzită din reţeaua de termoficare. Lungimea „tronsonului tip" variază între 2 m şi 4 m, iar ţevile interioare sînt fixate în două plăci tubulare (sau flanşe) şi montate într-o manta exterioară din ţeavă de oţel. Două sau mai multe „tronsoane tip" se pot asambla între ele prin flanşe cu şuruburi, fie direct, fie prin intermediul unor piese de legătură, obţinîndu-se astfel suprafaţa de schimb de căldură rezultată din calcul.

Dimensionarea schimbătoarelor de căldură presupune stabilirea regimului de temperaturi şi a vitezelor optime de circulaţie ale agenţilor termici prin aparat. În majoritatea cazurilor, regimul de temperaturi este impus de condiţiile de funcţionare ale instalaţiei termice în care sînt montate, astfel încît, în faza de proiectare, se cunosc temperaturile nominale la intrarea şi la ieşirea din aparat, atît pentru agentul termic primar, cît şi pentru agentul termic secundar.

Pentru vitezele de circulaţie ale agenţilor termici se consideră însă un domeniu destul de larg de viteze „economice" (între 0,5 m/s şi 1,5 m/s), fără a exista pentru acestea o bază concretă de calcul tehnico-economic.

În cele ce urmează se propune o metodă de calcul tehnico-economic pentru determinarea vitezelor optime de circulaţie ale agenţilor termici, în condiţiile unui cost total minim de investiţie şi de exploatare al schimbătorului de căldură.

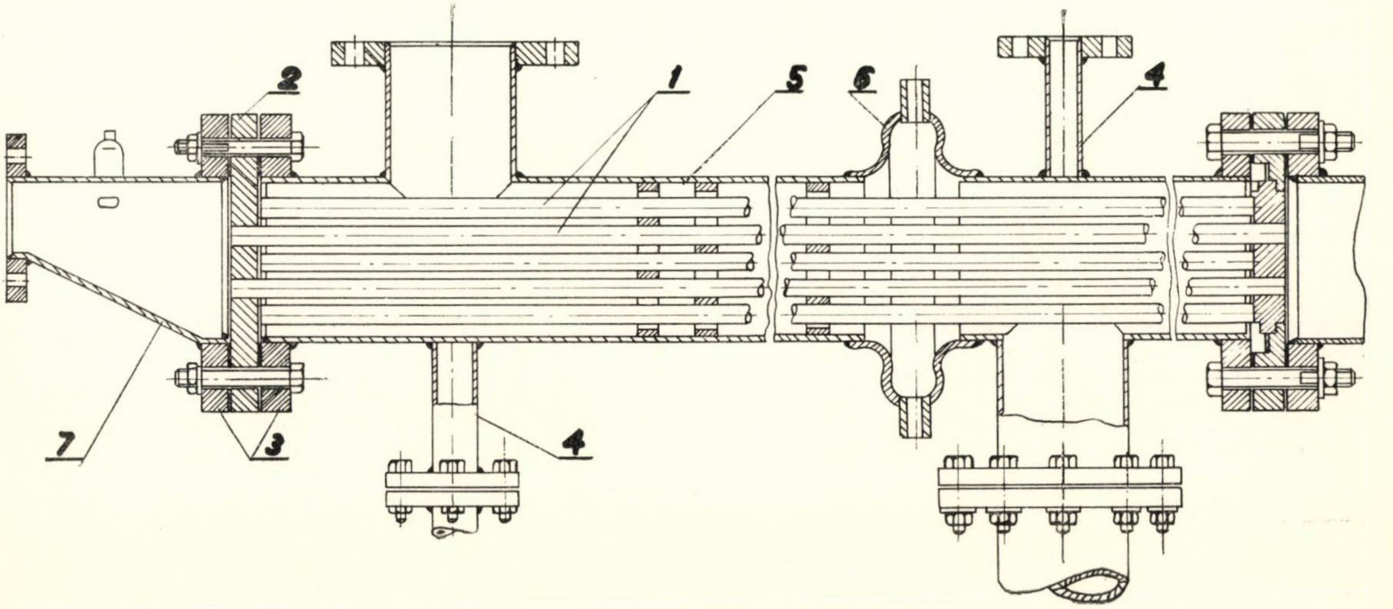
II. NOTAŢII

Se vor utiliza următoarele notaţii:

Q — fluxul de căldură schimbat între cei doi agenţi termici, în kcal/h;

P — costul total de investiţie al schimbătorului de căldură, în lei;

Fig. 2. Tronsonul tip al schimbătorului de căldură în contracurent
1 – ţevi interioare; 2 – placă tubulară; 3 – flanşe; 4 – suport; 5 – manta; 6 – compensator; 7 – confuzor-difuzor



c_1 — costul anual al cheltuielilor de amortizare a schimbătorului de căldură, în % din P;

c_2 — costul anual al reparațiilor curente și al reviziilor periodice ale schimbătorului de căldură, în % din P;

E_1; E_2 — costul anual al energiei electrice consumate de pompe pentru vehicularea agentului termic primar, respectiv secundar, în lei/an;

e — costul unui kilowattoră, în lei;

t — perioada de funcționare a schimbătorului de căldură, în ore;

S — suprafața de schimb de căldură, în m^2;

G_1; G_2 — debitele de apă ale agentului termic primar, respectiv secundar, în kgf/h;

k — coeficientul global de transmitere a căldurii, în kcal/m^2 h grd;

α_1; α_2 — coeficienții de transmitere a căldurii prin convecție forțată în țevi (pentru agentul termic primar) și între țevi (pentru agentul termic secundar), în kcal/m^2 hgrd;

$\Sigma \frac{\delta}{\lambda} = \frac{\delta_p}{\lambda_p} + \frac{\delta_{OL}}{\lambda_{OL}}$ — suma rezistențelor termice ale straturilor de piatră de grosime δ_p și conductibilitate termică λ_p și a peretelui țevii de grosime δ_{OL} și conductibilitate termică λ_{OL}, în m^2hgrd/kcal;

Nu; Re; Pr — criterii de similitudine denumite respectiv, după Nusselt, Reynolds și Prandtl;

w_1; w_2 — vitezele de circulație ale agentului termic primar, respectiv secundar, în m/s;

l — lungimea țevilor, în m;

d_i — diametrul interior al țevilor, în m;

d_{ech} — diametrul termic echivalent între țevi, în m;

s_1; s_2 — secțiunile de trecere ale agenților termici în țevi, respectiv între țevi, în m^2;

$\Delta\theta_1 = \theta_1' - \theta_1''$ — diferența între temperaturile de intrare θ_1' și de ieșire θ_1'' ale agentului termic primar, în °C;

$\Delta\theta_2 = \theta_2'' - \theta_2'$ — diferența între temperaturile de ieșire θ_2'' și de intrare θ_2' ale agentului termic secundar, în °C;

$(\Delta\theta)_m$ — diferența de temperaturi medie logaritmică, în °C;

λ_1; λ_2 — coeficienții de conductibilitate termică pentru agentul termic primar, respectiv secundar, în kcal/mhgrd;

γ_1, γ_2 — greutățile specifice ale agenților termici primar, respectiv secundar, în kgf/m^3;

c_{p1}; c_{p2} — căldurile specifice la presiune constantă ale agentului termic primar, respectiv secundar, în kcal/kgfgrd;

ν_1; ν_2 — coeficienții de viscozitate cinematică ai agentului termic primar, respectiv secundar, în m^2/s.

a_1; a_2 — coeficienții de difuzivitate de temperatură ai agentului termic primar, respectiv secundar, în m^2/s;

ξ_1; ξ_2 — coeficienții de frecare ai agentului termic primar în țevi, respectiv secundar între țevi;

$\Sigma\, \zeta_1$; $\Sigma\, \zeta_2$ — suma coeficienților de pierderi de sarcină locală, pe traseul agentului termic primar, respectiv secundar;

η_1; η_2 — randamentul pompelor pentru vehicularea agentului termic primar, respectiv secundar;

N_1; N_2 — puterea electrică consumată de pompe pentru vehicularea agentului termic primar, respectiv secundar, în kW;

Δp_1; Δp_2 — pierderile totale de presiune pe traseul agentului termic primar, respectiv secundar, în kgf/m^2.

III. DETERMINAREA VITEZELOR OPTIME DE CIRCULAȚIE ALE AGENȚILOR TERMICI ÎN SCHIMBĂTOARELE DE CĂLDURĂ ÎN CONTRACURENT

Vom exprima valoarea totală anuală a cheltuielilor legate de investiția și de exploatarea schimbătorului de căldură ca o funcție de vitezele de circulație ale agenților termici:

$$f(w_1, w_2) = \frac{(c_1 + c_2)\, P}{100} + E_1 + E_2. \qquad (1)$$

Pentru aceasta, vom considera costul total de investiție al aparatului ca o funcție de suprafața de schimb de căldură, sub forma unei dezvoltări în serie Taylor în jurul originii (serie Mac Laurin):

$$P = P(S) = b_0 + b_1 S + b_2 S^2 + \ldots + b_n S^n + \ldots = \sum_{j=0}^{j=\infty} b_j S^j. \qquad (2)$$

Această serie de puteri este evident convergentă, avînd ca sumă P.

Într-un caz particular, se poate considera un anumit număr de termeni și, în practică, se adoptă o variație liniară a costului total de investiție cu suprafața de schimb de căldură.

De exemplu, în figura 3, curbele 1, 2, 3, 4 reprezintă variația costului de investiție cu suprafața de schimb de căldură pentru aparatele de contracurent formate din 2, 4, 6 sau 8 tronsoane tip IPB—B—85—OL din țevi de oțel Ø 20 × × 2 mm. Variația liniară a funcției $P = P(S)$ este evidentă, ca de altfel și în figura 4, unde sînt prezentate curbele analoge pentru aparatele de contracurent cu 2, 4, 6 sau 8 tronsoane tip IPB—B—85 Am din țevi de alamă Ø 16 × 1 mm.

Din ecuația fluxului de căldură deducem

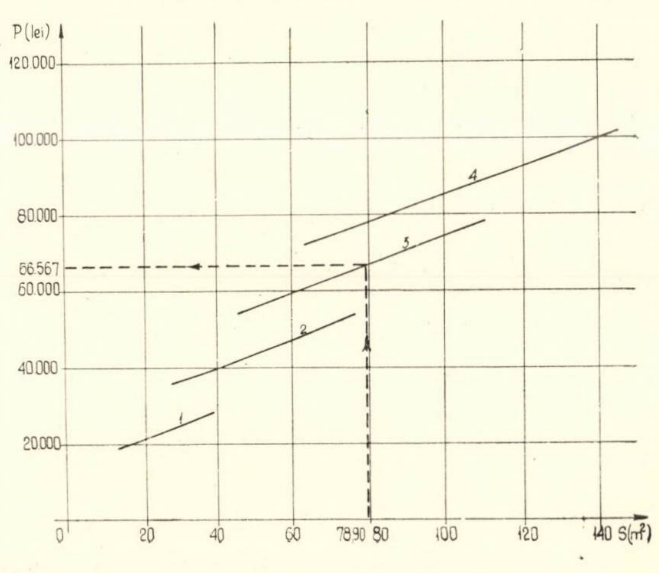
$$S = \frac{Q}{k\,(\Delta\theta)_m} \quad [m^2] \qquad (3)$$

în care coeficientul global de transmitere a căldurii se calculează cu relația cunoscută:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \Sigma \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad [\text{kcal/m}^2\ \text{hgrd}]. \qquad (4)$$

Fig. 3. Variația costului total de investiție cu suprafața de schimb de căldură pentru aparatele de contracurent tip IPB cu 85 de țevi din oțel Ø 20 × 2 mm pe tronson

1 — B — 85 — OL/2; 2 — B — 85 — OL/4; 3 — B — 85 — OL/6; 4 — B — 85 — OL/8



Coeficienţii de transmitere a căldurii α_1 şi α_2 se determină din relaţiile criteriale pentru cazul convecţiei forţate în ţevi, respectiv în spaţiul dintre ţevi:

$$\alpha_1 = \frac{\lambda_1}{d_i} Nu_1 = \frac{\lambda_1}{d_i} C_1 (Re_1)^{m_1} (Pr_1)^{n_1} =$$

$$= \frac{\lambda_1}{d_i} C_1 \left(\frac{w_1 d_i}{\nu_1}\right)^{m_1} \left(\frac{\nu_1}{a_1}\right)^{n_1} \qquad (5)$$

şi

$$\alpha_2 = \frac{\lambda_2}{d_{ech}} Nu_2 = \frac{\lambda_2}{d_{ech}} C_2 (Re_2)^{m_2} (Pr_2)^{n_2} =$$

$$= \frac{\lambda_2}{d_{ech}} C_2 \left(\frac{w_2\ d_{ech}}{2}\right)^{m_2} \left(\frac{\nu_2}{a_2}\right)^{n_2} \qquad (6)$$

în care constantele C_1 şi C_2 şi exponenţii m_1, n_1 şi m_2, n_2 au valori determinate după regimul de curgere al agenţilor termici respectivi.

De exemplu, pentru cazul curgerii în regim turbulent, pentru $Re > 10^4$, $Pr = 0{,}4 \ldots 2500$ şi $\frac{1}{d_i} \geqslant 50$, Miheev [1] recomandă: $C_1 = 0{,}023$; $m_1 = 0{,}8$; $n_1 = 0{,}4$.

Dacă se notează:

$$R_1 = \frac{1}{\frac{\lambda_1}{d_i} C_1 \left(\frac{d_i}{\nu_1}\right)^{m_1} \left(\frac{\nu_1}{a_1}\right)^{n_1}};$$

$$R_2 = \frac{1}{\frac{\lambda_2}{d_{ech}} C_2 \left(\frac{d_{ech}}{\nu_2}\right)^{m_2} \left(\frac{\nu_2}{a_2}\right)^{n_2}}; \qquad R_3 = \Sigma \frac{\delta}{\lambda} \qquad (7)$$

atunci:

$$\alpha_1 = \frac{w_1^{m_1}}{R_1} \quad \text{şi} \quad \alpha_2 = \frac{w_2^{m_2}}{R_2}. \qquad (8)$$

Cu aceste notaţii, coeficientul global de transmitere a căldurii capătă forma:

$$k = \frac{1}{R_1 w_1^{-m_1} + R_2 w_2^{-m_2} + R_3} \text{ [kcal/m}^2 \text{ hgrd].} \qquad (9)$$

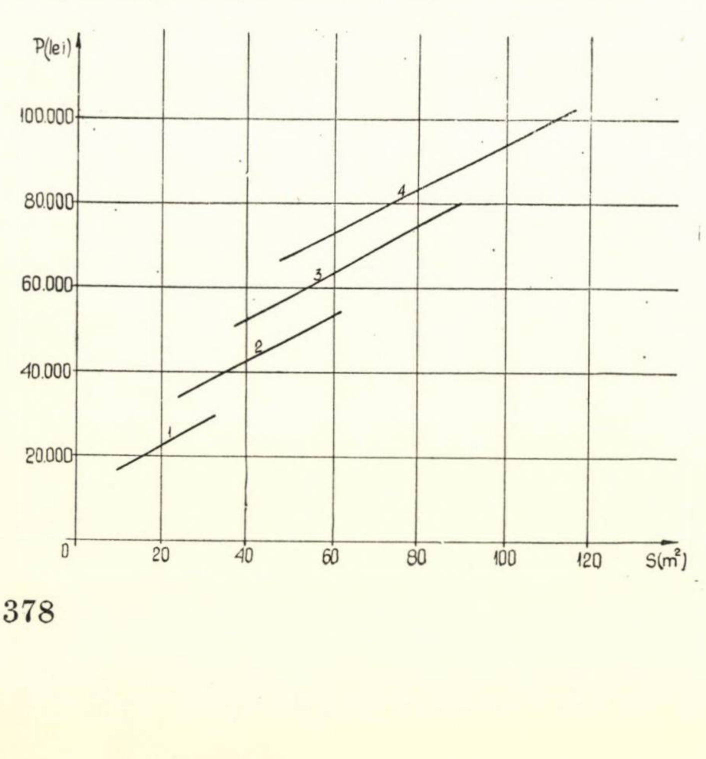


Fig. 4. Variaţia costului total de investiţie cu suprafaţa de schimb de căldură, pentru aparatele de contracurent tip IPB cu 85 de ţevi din alamă ∅ 16 × 1 mm pe tronson

1 – B – 85 – Am/2; 2 – B – 85 – Am/4; 3 – B – 85 – Am/6; 4 – B – 85 – Am/8

Cunoscînd temperaturile de intrare şi de ieşire ale agenţilor termici, diferenţa de temperatură medie logaritmică se determină astfel (fig. 5):

$$(\Delta\theta)_m = \frac{(\theta_1' - \theta_2'') - (\theta_1'' - \theta_2')}{ln \dfrac{\theta_1' - \theta_2''}{\theta_1'' - \theta_2'}} \text{ (°C).} \qquad (10)$$

Ţinînd seamă de relaţiile (9), (3) şi (2), funcţia (1) devine:

$$f(w_1, w_2) = \frac{c_1 + c_2}{100} \sum_{j=0}^{j=\infty} \frac{b_j Q^j (R_1 w_1^{-m_1} + R_2 w_2^{-m_2} + R_3)^j}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$+ E_1 + E_2. \qquad (11)$$

Pentru vehicularea agenţilor termici cu ajutorul pompelor este necesar a se consuma o anumită energie electrică. Astfel, pentru vehicularea agentului termic primar, costul total anual al energiei electrice consumate este:

$$E_1 = teN_1 = te \frac{G_1 \cdot \Delta p_1}{3600 \cdot 102 \cdot \eta_1 \cdot \gamma_1}. \qquad (12)$$

Debitul de apă G_1 rezultă din ecuaţia fluxului de căldură:

$$G_1 = \frac{Q}{c_{p1} (\theta_1' - \theta_1'')} \text{ [kgf/h],} \qquad (13)$$

iar căderea totală de energie Δp_1 se compune din suma pierderilor de presiune liniare şi locale

$$\Delta p_1 = \left(\frac{\xi_1 l}{d_i} + \Sigma\, \zeta_1\right) \frac{w_1^2 \cdot \gamma_1}{2g} \text{ [kgf/m}^2\text{].} \qquad (14)$$

Prin urmare, ţinînd seamă de relaţiile (13) şi (14), costul anual al energiei electrice consumate se poate determina astfel:

$$E_1 = \frac{te \left(\frac{\xi_1 l}{d_i} + \Sigma\, \zeta_1\right) \frac{w_1^2 \cdot \gamma_1}{2g} Q}{3\,600 \cdot 102\, \eta_1 \cdot \gamma_1\, c_{p1} (\theta_1' - \theta_1'')} \cdot = A_1 Q\, w_1^2 \qquad (15)$$

unde am notat

$$A_1 = \frac{te \left(\frac{\xi_1 l}{d_i} + \Sigma\, \zeta_1\right)}{3\,600 \cdot 102 \cdot 2g \cdot \eta_1\, c_{p1} (\theta_1' - \theta_1'')}. \qquad (16)$$

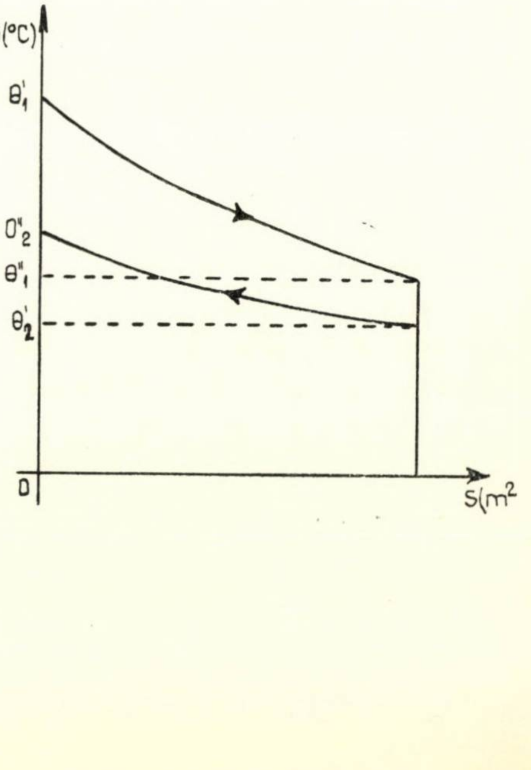


Fig. 5. Variaţia temperaturilor agenţilor termici pe suprafaţa de schimb de căldură

Costul anual al energiei electrice consumate de pompe pentru vehicularea agentului termic secundar se va calcula în mod analog și vom obține :

$$E_2 = A_2\,Q\,w_2^2 \tag{17}$$

în care :

$$A_2 = \frac{te\left(\dfrac{\xi_2 l}{d_{ech}} + \Sigma\,\zeta_2\right)}{3\,600\cdot 102\cdot 2g\cdot\eta_2\cdot c_{p2}(\theta_2'' - \theta_2')}. \tag{18}$$

Introducînd relațiile (15) și (17) în relația (11) se obține :

$$f(w_1,\ w_2) = \frac{c_1 + c_2}{100}\sum_{j=0}^{j=\infty}\frac{b_j\,Q^j\,(R_1 w_1^{-m_1} + R_2 w_2^{-m_2} + R_3)^j}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$+ A_1\ Q w_1^2 + A_2\,Q w_2^2\,. \tag{19}$$

Trebuie remarcat faptul că între vitezele w_1 și w_2 există o relație funcțională, care se poate stabili pe baza ecuației fluxului de căldură schimbat de cei doi agenți termici în aparat :

$$Q = G_1\,c_{p1}\cdot\Delta\theta_1 = 3600\,s_1\cdot w_1\cdot\gamma_1\cdot c_{p1}\,(\theta_1' - \theta_1'')\ \text{[kcal/h]} \tag{20}$$

și

$$Q = G_2\,c_{p2}\cdot\Delta\theta_2 = 3600\,s_2\cdot w_2\cdot\gamma_2\cdot c_{p2}\,(\theta_2'' - \theta_2')\ \text{[kcal/h]} \tag{21}$$

Împărțind relațiile (20) și (21) membru cu membru, se obține :

$$\frac{s_1\,w_1\cdot\gamma_1\cdot c_{p1}\,(\theta_1' - \theta_1'')}{s_2\,w_2\cdot\gamma_2\,c_{p2}\,(\theta_2'' - \theta_2')} = 1 \tag{22}$$

sau

$$w_2 = D w_1 \tag{23}$$

în care

$$D = \frac{s_1\cdot\gamma_1\,c_{p1}\,(\theta_1' - \theta_1'')}{s_2\cdot\gamma_2\,c_{p2}\,(\theta_2'' - \theta_2')}. \tag{24}$$

Înlocuind relația (23) în relația (19) se obține funcția :

$$F(w_1) = \frac{c_1 + c_2}{100}\sum_{j=0}^{j=\infty}\frac{b_j Q^j (R_1 w_1^{-m_1} + R_2\,D^{-m_2}\,w_1^{-m_2} + R_3)^j}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$+ Q\,(A_1 + A_2\,D^2)\,w_1^2. \tag{25}$$

Pentru a determina viteza w_1 optimă, vom aplica funcției (25) condițiile de minim :

$$\frac{\partial F(w_1)}{\partial w_1} = 0. \tag{26}$$

și

$$\frac{\partial^2 F(w_1)}{\partial w_1^2} > 0. \tag{27}$$

Derivînd funcția $F(w_1)$ în raport cu viteza w_1, se obține :

$$\frac{\partial F(w_1)}{\partial w_1} = \frac{c_1 + c_2}{100}\sum_{j=0}^{j=\infty}\frac{j\cdot b_j Q^j (R_1 w_1^{-m_1} + R_2 D^{-m_2} w_1^{-m_2} + R_3)^{j-1}}{(\Delta\theta)_m^j}.$$

$$\frac{(-m_1 R_1 -\!- w_1^{-m_1-1} - m_2\ R_2\,D^{-m_2} w_1^{-m_2-1})}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$+ 2Q\,(A_1 + A_2\,D^2)\,w_1 = 0 \tag{28}$$

de unde rezultă :

$$\sum_{j=0}^{j=\infty}\frac{j\cdot b_j\,Q^j\,(R_1\,w_1^{-m_1} + R_2\,D^{-m_2}\,w_1^{-m_2-1} + R_3)^{j-1}}{(\Delta\theta)_m^j} -$$

$$- \frac{200\ Q\,(A_1 + A_2\,D^2)\,w_1}{(c_1 + c_2)\,(m_1 R_1\,w_1^{-m_1-1} + m_2\,R_2\,D^{-m_2}\,w_1^{-m_2-1})} = 0. \tag{29}$$

În cazul particular al variației liniare a costului total de investiție cu suprafața de schimb de căldură, ceea ce are loc pentru $j = 1$, se obține :

$$\frac{w_1}{m_1\,R_1\,w_1^{-m_1-1} + m_2\,R_2\,D^{-m_2}\,w_1^{-m_2-1}} =$$

$$= \frac{b_1\,(c_1 + c_2)}{200\,(\Delta\theta)_m\,(A_1 + A_2\,D^2)}. \tag{30}$$

Dacă regimul de curgere al agenților termici este turbulent, $m_1 = m_2 = 0{,}8$ și rezultă viteza optimă de circulație a agentului termic primar :

$$w_{1\,optim} = \left[\frac{b_1\,(c_1 + c_2)\,(R_1 + R_2\,D^{-0,8})}{250\,(\Delta\theta)_m\,(A_1 + A_2 D^2)}\right]^{0,357}\ \text{(m/s)} \tag{31}$$

și apoi, viteza optimă a agentului termic secundar :

$$w_{2\,optim} = D\,w_{1\,optim}\ \ \text{(m/s)}. \tag{32}$$

Se poate constata că pentru aceste viteze optime se obține condiția de minim pentru cheltuielile de investiție și exploatare, calculînd derivata a doua a funcției (25) :

$$\frac{\partial^2 F(w_1)}{\partial w_1^2} = \frac{c_1 + c_2}{100}\sum_{j=0}^{j=\infty}\frac{j\cdot b_j Q^j (R_1 w_1^{-m_1} + R_2 D^{-m_2} w_1^{-m_2-1}}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$\frac{+\ R_3)^{j-2}\{\ (j-1)\ (m_1 R_1 w_1^{-m_1-1} + m_2 R_2 D^{-m_2} w_2^{-m_2-1})^2 +}{(\Delta\theta)_m^j}$$

$$\frac{+(R_1 w_1{-}^{m_1} + R_2 D^{-m_2} w_1^{-m_2-1} + R_3)[(m_1 + 1)\,m_1 R_1 w_1^{-m_1-2} +}{(\Delta\theta)_m^j}$$

$$\frac{+\,(m_2 + 1)\,m_2 R_2 D^{-m_2} w_1^{-m_2-2}]\}}{(\Delta\theta)_m^j} +$$

$$+ 2Q\,(A_1 + A_2\,D^2) > 0. \tag{33}$$

În cazul particular urmărit mai sus, pentru $j = 1$ și $m_1 = m_2 = 0{,}8$, a doua derivată a funcției $F(w_1)$ are valoarea :

$$\frac{\partial^2 F(w_1)}{\partial w_1^2} = \frac{1{,}44\ b_1\,(c_1 + c_2)\,(R_1 + R_2\,D^{-0,8})\ Q w_1^{-2,8}}{100\,(\Delta\theta)_m} +$$

$$+ 2Q\,(A_1 + A_2\,D^2) > 0. \tag{34}$$

În concluzie, pentru o gamă dată de tipuri constructive de aparate de contracurent — cunoscînd costurile de investiție precum și cotele anuale de amortizare și de reparații curente și revizii periodice — se pot determina vitezele optime ale agenților termici, cu relațiile (31) și (32). În această situație, cunoscînd și regimul de temperaturi, se pot determina fluxul de căldură și pierderile totale de presiune pentru agentul termic primar, respectiv secundar. Prin urmare, metoda expusă permite tipizarea completă a aparatelor de contracurent, pentru condiții termice, hidraulice și economice date.

IV. EXEMPLU DE CALCUL

Să se determine vitezele optime de circulație ale agenților termici printr-un schimbător de căldură tip IPB—B—85—OL/ 6 cu 85 de țevi din oțel pe tronson, cunoscînd următoarele :

1. Agentul termic primar este apa supraîncălzită, care circulă în țevi cu temperaturile 150°C pe conducta de ducere și 80°C pe conducta de întoarcere.

2. Agentul termic secundar este apa caldă pentru încălzire, cu temperaturile 95°C pe conducta de ducere și 75°C pe conducta de întoarcere, și circulă între țevi.

3. Costul de investiție al aparatului, raportat la 1 m² suprafață de schimb de căldură, este de 845 lei/m².

4. Cota de amortizare anuală, considerînd o perioadă de amortizare de şase ani, este $c_1 = 16{,}65\,\%$ din costul total de investiţie, iar cota anuală a reparaţiilor curente şi reviziilor periodice, în procente din costul de investiţie, este $c_2 = 1{,}35\,\%$.
5. Durata în ore a perioadei de încălzire pentru oraşul Bucureşti [2], este de 174 zile/an, respectiv t = 4176 ore/an.
6. Costul unui kilowattoră este $e = 0{,}60$ lei/kWh.
7. Mărimile fizice care intervin în calculul vitezelor optime au următoarele valori [1], [2] (mai jos, indicele 1 se referă la agentul termic primar, iar 2 la agentul termic secundar):

$\lambda_1 = 0{,}588$ kcal/mhgrd; $\nu_1 = 0{,}26\cdot10^{-6}$ m²/s; $c_{p1} = 1{,}013$ kcal/kgfgrd; $Pr_1 = \frac{\nu_1}{a_1} = 1{,}53$; $\gamma_1 = 965$ kgf/m³; $\lambda_2 = 0{,}578$ kcal/mhgrd; $\nu_2 = 0{,}346\cdot10^{-6}$ m²/s; $c_{p2} = 1{,}004$ kcal/kgfgrd; $Pr_2 = \frac{\nu_2}{a_2} = 2{,}095$; $\gamma_2 = 960$ kgf/m³.

8. Caracteristicile constructive ale „tronsonului tip'' sînt următoarele:

a) — diametrul exterior: 325 mm
b) — diametrul interior: 309 mm
c) — grosimea peretelui mantalei exterioare: 8 mm
d) — lungimea fasciculului de ţevi: 3 m
e) — diametrul exterior al ţevilor interioare: $d_e = 20$ mm
f) — grosimea pereţilor ţevilor: 2 mm
g) — secţiunea de trecere în ţevi: $s_1 = 0{,}0171$ m²
h) — secţiunea de trecere între ţevi: $s_2 = 0{,}0453$ m²
i) — diametrul termic echivalent între ţevi: $d_{ech} = 0{,}0325$ m
j) — suprafaţa de încălzire unitară: 4,9402 m²/tronson

Rezolvare

1. Se calculează diferenţa de temperatură medie logaritmică (fig. 5):

$$(\Delta\theta)_m = \frac{(\theta_1' - \theta_2'') - (\theta_1'' - \theta_2')}{ln\,\dfrac{\theta_1' - \theta_2''}{\theta_1'' - \theta_2'}} =$$

$$= \frac{(150-95)-(80-75)}{2{,}3\,\log\dfrac{150-95}{80-75}} = 20{,}8\,^\circ\mathrm{C} \qquad (1)$$

2. Cu ajutorul nomogramei pentru calculul rezistenţelor hidraulice [3] se determină:

$$\frac{\xi_1\,l}{d_i} + \sum\zeta_1 = 68{,}2; \qquad \frac{\xi_2\,l}{d_{ech}} + \sum\zeta_2 = 83 \qquad (2)$$

$$R_1 = \frac{1}{\dfrac{\lambda_1}{d_i}\,0{,}023\left(\dfrac{d_i}{\nu_1}\right)^{0{,}8}\left(\dfrac{\nu_1}{a_1}\right)^{0{,}4}} =$$

$$= \frac{1}{\dfrac{0{,}588}{0{,}016}\,0{,}023\left(\dfrac{0{,}016}{0{,}26\cdot10^{-6}}\right)^{0{,}8}(1{,}53)^{0{,}4}} = 147{,}5\cdot10^{-6} \qquad (3)$$

$$R_2 = \frac{1}{\dfrac{\lambda_2}{d_{ech}}\,0{,}023\left(\dfrac{d_{ech}}{\nu_2}\right)^{0{,}8}\left(\dfrac{\nu_2}{a_2}\right)^{0{,}4}} =$$

$$= \frac{1}{\dfrac{0{,}578}{0{,}0325}\cdot0{,}023\left(\dfrac{0{,}0325}{0{,}346\cdot10^{-6}}\right)^{0{,}8}(2{,}095)^{0{,}4}} = 185{,}5\cdot10^{-6} \qquad (4)$$

$$A_1 = \frac{\mathrm{te}\left(\dfrac{\xi_1\,l}{d_i} + \sum\zeta_1\right)}{3\,600\cdot102\cdot2g\cdot\eta_1\,c_{p1}\,(\theta_1' - \theta_1'')} =$$

$$= \frac{4\,176\cdot0{,}60\cdot68{,}2}{3\,600\cdot102\cdot2\cdot9{,}81\cdot0{,}6\cdot1{,}013\,(150-80)} = 5{,}58\cdot10^{-4} \qquad (5)$$

$$A_2 = \frac{tc\left(\dfrac{\xi_2 l}{d_{ech}} + \sum\zeta_2\right)}{3600\cdot102\cdot2g\,\eta_2\cdot c_{p1}\,(\theta_2'' - \theta_2')} =$$

$$= \frac{4176\cdot0{,}60\cdot83}{3600\cdot102.2\cdot9{,}81\cdot0{,}60\cdot1{,}004\,(95-75)} = 24\cdot10^{-4} \qquad (6)$$

$$D = \frac{s_1\cdot\gamma_1\cdot c_{p1}\,(\theta_1' - \theta_1'')}{s_2\cdot\gamma_2\,c_{p2}\,(\theta_2'' - \theta_2')} =$$

$$= \frac{0{,}0171\cdot965\cdot1{,}013\,(150-80)}{0{,}0453\cdot970\cdot1{,}004\,(95-75)} = 1{,}33. \qquad (7)$$

3. Cu valorile calculate mai sus se determină vitezele optime şi anume:

— pentru agentul termic primar

$$w_{1\,optim} = \left[\frac{b_1(c_1 + c_2)(R_1 + R_2\,D^{-0{,}8})}{250\,(\Delta\theta)_m\,(A_1 + A_2\,D^2)}\right]^{0{,}357} =$$

$$= [845\,(16{,}65+1{,}35)\times$$
$$\times(147{,}5\cdot10^{-6}+185{,}5\cdot10^{-6}\cdot1{,}33^{-0.8})]^{0.357}:$$
$$:[250\cdot20{,}8\,(5{,}58\cdot10^{-4}+24\cdot10^{-4}\cdot1{,}33^2)]^{0{,}357} =$$
$$= 0{,}54\ \mathrm{m/s} \qquad (8)$$

$$w_{1\,optim} = 0{,}54\ \mathrm{m/s} \qquad (9)$$

— pentru agentul termic secundar

$$w_{2\,optim} = Dw_{1\,optim} = 1.33.0{,}54 = 0{,}72\ \mathrm{m/s}. \qquad (10)$$

4. Coeficientul global de transmitere a căldurii

$$k = \frac{1}{\dfrac{1}{\alpha_1} + \sum\dfrac{\delta}{\lambda} + \dfrac{1}{\alpha_2}} =$$

$$= \frac{1}{\dfrac{1}{4\,180} + \dfrac{0{,}002}{50} + \dfrac{0{,}0003}{1{,}5} + \dfrac{1}{4\,130}} = 1\,390\ \frac{\mathrm{kcal}}{\mathrm{m^2\ hgrd}} \qquad (11)$$

în care:

$$\alpha_1 = \frac{w_1^{0{,}8}}{R_1} = \frac{0{,}54^{0{,}8}}{147{,}5\cdot10^{-6}} = 4\,180\ \mathrm{kcal/m^2\ hgrd.}$$

$$\alpha_2 = \frac{w_2^{0{,}8}}{R_2} = \frac{0{,}72^{0{,}8}}{185{,}5\cdot10^{-6}} = 4\,130\ \mathrm{kcal/m^2\ hgrd}$$

$$\sum\frac{\delta}{\lambda} = \frac{\delta_{OL}}{\lambda_{OL}} + \frac{\delta_p}{\lambda_p} = \frac{0{,}002}{50} + \frac{0{,}0003}{1{,}5} =$$
$$= 24{,}10^{-5}\ \mathrm{m^2\ hgrd/kcal.}$$

5. Fluxul de căldură

$$Q = 3\,600\,s_1\cdot w_1\cdot\gamma_1\cdot c_{p1}\cdot\Delta\theta_1 = 3\,600\,s_2\cdot w_2\cdot\gamma_2\cdot c_{p2}\,\Delta\theta_2 =$$
$$= kS\,(\Delta\theta)_m\ \mathrm{kcal/h} \qquad (12)$$

adică

$$Q = 3\,600\cdot0{,}0171\cdot0{,}54\cdot975\cdot1{,}013\,(150-80) = 3\,600\cdot0{,}0453\cdot$$
$$\cdot0{,}72\cdot970\cdot1{,}004\cdot20 = 1390\cdot20{,}8.78{,}9 = 2\,280\,000\ \frac{\mathrm{kcal}}{\mathrm{h}} \qquad (13)$$

6. Pierderile totale de presiune pentru agentul termic primar, respectiv secundar, determinate cu ajutorul nomogramei pentru calculul rezistenţelor hidraulice [3]:

$$\Delta p_1 = 1\ \mathrm{m\ H_2O} = 1\,000\ \mathrm{mm\ H_2O};$$
$$\Delta p_2 = 2{,}1\ \mathrm{m\ H_2O} = 2\,100\ \mathrm{mm\ H_2O} \qquad (14)$$

7. Valoarea cheltuielilor totale anuale, legate de investiția și de exploatarea schimbătorului de căldură:

$$f(w_{1\,optim};\ w_{2\,optim}) = \frac{(c_1 + c_2)\,P}{100} + A_1\,Qw_1^2 + A_2\,Qw_2^2 =$$

$$= \frac{(16{,}65 + 1{,}35)\ 66\,567}{100} + 5{,}58\cdot 10^{-4}\cdot 228\cdot 10^4\cdot 0{,}54^2 +$$

$$+24\cdot 10^{-4}\cdot 228\cdot 10^4\cdot 0{,}72^2 = 12\,000 + 370 + 3\,000 = 15\,370 \text{ lei/an}\cdot$$

Bibliografie

[1] Davidescu Al., Mucica H., – *Schimbul de căldură în instalațiile industriale* București, Editura tehnică, 1964.

[2] Voinescu V., Niculescu N, Lăzărescu L. – *Îndrumătorul instalatorilor*. București, Editura tehnică, 1964.

[3] * * * *Aparate de contracurent cu 85 țevi pe tronson.* Normă internă ICMA – NII 719–67.

Avantajele încălzirii prin radiație a halelor industriale

Conf. ing. N. N. Drăghici

Încălzirea prin radiație se poate realiza cu panouri radiante sau cu radianți cu gaz. Soluția cu panouri radiante este folosită în cazul halelor industriale care necesită o încălzire generală, iar soluția cu radianți cu gaz este indicată atunci cînd trebuie încălzite numai anumite locuri de muncă din hală.

Avantajele încălzirii prin radiație sînt de ordin fiziologic și economic. Aceste avantaje decurg în esență din faptul că, la încălzirea prin radiație, temperatura t_i a aerului din încăpere este mai mică decît temperatura t_{ms} a suprafețelor înconjurătoare. În consecință temperatura de confort t_c se realizează cu o temperatură t_i mai mică decît în cazul încălzirii prin convecție.

În aceste condiții, oamenii au senzația de cald și respiră în același timp un aer răcoros, ceea ce duce la o stare de vioiciune și la sporirea productivității muncii; sculele, obiectele și materialele sînt mai calde decît aerul, ceea ce face ca manevrarea lor să nu fie neplăcută. Totodată pierderile de căldură prin elementele construcției (pereți, ferestre, acoperiș) sînt mai mici decît în cazul încălzirii prin convecție, deoarece t_i este mai mic.

Relația între temperatura de confort t_c, temperatura aerului interior t_i și temperatura suprafețelor înconjurătoare t_{ms} este

$$t_c = \frac{t_i + t_{ms}}{2}. \tag{1}$$

Pentru exemplificare să considerăm o hală în care este necesară o temperatură de confort $t_c = 15°C$. În cazul încălzirii prin convecție (cu aeroterme), admițînd o diferență de temperatură numai de 2°C între t_i și $t_{ms}(t_{ms} = t_i - 2°C)$, din (1) rezultă $t_i = 16°C$, iar pierderile de căldură vor fi calculate pentru această temperatură interioară de +16°C. Dacă se face încălzirea prin radiație (cu panouri radiante), plecînd de la aceeași temperatură de confort $t_c = 15°C$ și admițînd o diferență de 6°C între t_{ms} și t_i $(t_{ms} = t_i + 6)$, din (1) rezultă $t_i = 12°C$ și $t_{ms} = 18°C$, deci pierderile de căldură vor fi calculate pentru o temperatură interioară cu patru grade mai mică decît în cazul convecției.

În plus, trebuie ținut seamă că la încălzirea prin convecție gradientul de temperatură pe verticală este de 0,5–1°C/m, ceea ce duce la o creștere importantă a pierderilor prin acoperiș, în timp ce la încălzirea prin radiație gradientul de temperatură este zero sau chiar negativ, deoarece căldura radiată de panouri încălzește în primul rînd pardoseala halei, iar aerul încălzit de pardoseală se ridică, amestecîndu-se cu aerul rece din zonele superioare.

Ca exemplu să considerăm o hală înaltă de 11,5 m cu suprafața acoperișului de 5 000 m² și coeficientul de transmisie $K = 1$ kcal/m²h grad, în care vrem să realizăm o temperatură de confort $t_c = 16°C$ la circa 1,5 m de la pardoseală. Să admitem, în baza relației (1), că temperatura aerului la 1,5 m de la pardoseală este $t_i = 18°C$, în cazul încălzirii cu aeroterme, și $t_i = 14°C$, în cazul încălzirii cu panouri radiante. La o temperatură exterioară $t_e = 20°C$, pierderile de căldură prin acoperiș vor fi de 215 000 kcal/h în cazul încălzirii cu aeroterme (cu un gradient de 0,5°C/m), iar în cazul încălzirii cu panouri radiante vor fi de 170 000 kcal/h (gradientul de temperatură fiind zero). Rezultă că, adoptînd încălzirea cu panouri radiante, pierderile de căldură se reduc cu 21 % în cazul considerat. Dacă aceeași hală ar avea înălțimea de 19,5 m, în aceleași condiții, pierderile prin acoperiș s-ar micșora cu 38 %.

Căldura poate fi transmisă prin radiație direct în zona de lucru; acest avantaj este cu atît mai important cu cît hala este mai înaltă și mai voluminoasă (la încălzirea cu aer cald, dirijarea fluxului de căldură la distanță este limitată și costisitoare, deoarece necesită viteze de suflare și debite mari de aer).

Printr-o judicioasă repartiție a corpurilor radiante se poate obține o uniformitate a temperaturilor în zona de lucru, iar curenții de aer dispar aproape cu desăvîrșire și totodată dispare posibilitatea de antrenare a prafului.

Sistemul de încălzire cu panouri radiante are efect imediat la punerea instalației în funcțiune, pe cînd la instalațiile convective atingerea regimului staționar se realizează într-un timp cu atît mai îndelungat cu cît hala este mai voluminoasă.

Încălzirea prin radiatie poate fi aplicată cu succes în hale destinate pentru: construcții metalice, diverse prelucrări de materiale neinflamabile, reparații, ajustaj, montaj, depozite de materiale neinflamabile, stații de pompare, săli de sport, expoziții etc.

Pentru a concretiza avantajele încălzirii halelor prin radiație, față de încălzirea cu aeroterme, prezentăm în continuare rezultatele unui studiu comparativ, pe bază de proiecte, privind trei hale industriale cu caracteristici deosebite: hala de fabricație a uzinei de țevi Republica-București; hala trăgătoriei de oțel moale U.S.P.S. — Buzău și hala trăgătoriei de oțel tare I.S.C.T. — Cîmpia Turzii.

Cele trei hale au scheletul de rezistență din cadre metalice și sînt prevăzute cu luminătoare pe toată lungimea (lățimea). Închiderea halelor este realizată printr-un soclu de zidărie (înalt de 0,6 m la Buzău și I.S.C.T. și de 1,0 m la uzina Republica) și din ferestre metalice simple înalte de 11,5 m la uzina Republica, 8,20 m la Buzău și 7,35 m la I.S.C.T. La uzina Republica, acoperișul este din scînduri acoperite cu tablă, iar la celelalte două hale — din plăci prefabricate de beton armat izolate termic.

Pierderile de căldură s-au calculat conform STAS 1907/1952, ținîndu-se seamă că, în cazul instalațiilor cu panouri radiante montate sub tavan, majoritatea autorilor străini recomandă ca necesarul de căldură să fie calculat fără adaosurile A_D, A_v și A_o; în consecință aceste adaosuri s-au luat în considerare numai la încălzirea cu aeroterme.

Fiind vorba de hale cu suprafață mare de ferestre și luminătoare (infiltrații mari de aer), atît la radiație, cît și la convecție, s-a luat pentru ventilația naturală un schimb orar de aer egal cu volumul halei; căldura necesară pentru încălzirea acestui volum de aer este inclusă în pierderile de căldură.

Panourile radiante folosite sînt formate din 5 — 7 țevi, cu diametrul nominal de 25 mm, așezate la distanță de 10 cm peste care se sudează un reflector din tablă de 1,25 mm grosime, izolat deasupra cu un strat de 50 mm vată de sticlă cusută pe plasă de sîrmă (fig. 1); lungimea panourilor este de 20 — 50 m, în funcție de deschiderea halelor, iar prinderea lor se face în dreptul fermelor, prin dispozitive rigide fixate de ferme, iar între ferme, prin cabluri cu întinzătoare.

La o temperatură medie de 110°C a apei supraîncălzite, căldura cedată de panou este 1 065 kcal/m^{2}h.

Aerotermele folosite sînt de tipul cel mai mare care se construieşte la noi (62 000 kcal/h) şi s-au montat cu gurile de suflare la 4 m de la pardoseală. Temperatura de suflare a aerului este de 45°C la uzina Republica şi I.S.C.T. şi de 35—45° la Buzău.

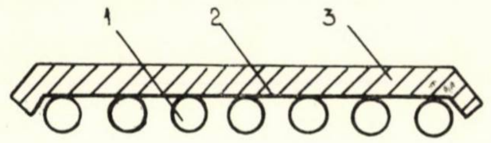


Fig. 1. Panou radiant
1 — ţevi; 2 — reflector; 3 — izolaţie

De-a lungul pereţilor exteriori, pe întreg conturul halelor, sub ferestre, s-au montat registre duble din ţeavă de 76 × 3,5 mm, cu înălţimea de 800 mm la uzina Republica şi 500 mm la Buzău şi I.S.C.T. Sarcina termică a unui astfel de registru este de 1 180 kcal/m^{2}h la o temperatură medie de 110°C a apei supraîncălzite.

Registrele au fost necesare pentru a completa sarcina termică a instalaţiilor de încălzire, deoarece, din lipsa de spaţiu disponibil, această sarcină nu a putut fi acoperită numai cu panouri radiante sau numai cu aeroterme, la nici una din cele trei hale (evident, respectînd principiul repartiţiei cît mai uniforme a corpurilor de încălzire). În această privinţă situaţia cea mai grea s-a ivit la uzina Republica, unde instalaţia de radiaţie a trebuit să fie completată cu 23 de aeroterme (plus registre pe întregul contur), iar la instalaţia cu aeroterme, deşi s-au folosit agregatele cele mai mari de care dispunem, a trebuit să se monteze cîte o aerotermă pe fiecare stîlp de la perete (plus registre pe întregul contur) şi cîte patru aeroterme pe fiecare stîlp interior. Datorită deschiderilor mari dintre stîlpi (transversal 30 m şi longitudinal 20 m), această soluţie, deşi neobişnuită, corespunde unei repartiţii mai bune a temperaturilor în hală (evident, în zonele cu degajări termice nu s-au montat corpuri de încălzire).

Insuficienţa spaţiului disponibil pentru montarea corpurilor de încălzire se explică prin înălţimea mare a halei (volum mare faţă de suprafaţa construită) şi prin neizolarea acoperişului (pierderi de căldură specifice mari).

Cota de amortizare s-a luat de 4,8 %, conform Decretului 555/1954 al Prezidiului Marii Adunări Naţionale, anexa 3 b poz. 7. Ţinînd seama că instalaţia funcţionează în trei schimburi, considerăm că această cotă de amortizare, corespunzînd unei durate de 21 de ani, este destul de mică, mai ales pentru aeroterme.

La instalaţiile cu apă supraîncălzită, consumul anual de căldură s-a calculat faţă de temperatura exterioară medie (pe perioada de încălzire), adică în ipoteza că instalaţia este reglată automat la CET. La încălzirea cu abur, unde reglajul calitativ nu este posibil, consumul anual de căldură s-a calculat pentru un grad de folosinţă a instalaţiei apreciat la 70 % din capacitatea ei maximă.

Costul căldurii s-a calculat la preţul oficial de 40 lei/Gcal, iar costul energiei electrice la preţul de 0,40 lei/kWh.

Datele pe baza cărora s-au calculat şi proiectat cele două tipuri de instalaţii de încălzire, precum şi indicii tehnico-economici rezultaţi din aceste calcule, sînt centralizate în tabela 1.

Cheltuielile de întreţinere comune pentru cele două sisteme de încălzire nu au mai fost luate în considerare, de aceea la instalaţia cu panouri radiante nu apar astfel de cheltuieli.

Analizînd datele din tabela 1, rezultă următoarele:

Pierderile specifice de căldură (kcal/m^{3}h) scad cînd înălţimea halei creşte, deoarece pierderile prin acoperiş şi pardoseală rămîn aceleaşi (pentru o anumită suprafaţă construită), iar pierderile prin pereţi cresc mai încet decît volumul halei, cînd creşte înălţimea acesteia.

Consumul de metal (kg/kcal) este mai mare la instalaţiile cu panouri radiante decît la cele cu aeroterme şi scade cînd înălţimea halei creşte şi de asemenea scade cînd temperatura agentului termic creşte. La instalaţia cu aeroterme, consumul de metal (kg/kcal) este mai mare la încălzirea cu abur decît la cea cu apă supraîncălzită, datorită cantităţii de tablă striată necesară acoperirii canalelor pentru conductele de condens (la instalaţia cu panouri aceste conducte sînt montate la înălţime).

Costul investiţiei (lei/kcal) este mai mare la instalaţiile cu apă supraîncălzită decît la cele cu abur, deoarece temperatura medie a apei în corpurile de încălzire este mai mică decît a aburului.

Existenţa canalelor de condens face ca costul investiţiei la instalaţiile cu aeroterme să fie egal la apă supraîncălzită şi la abur.

La încălzirea cu aeroterme cu apă supraîncălzită, costul energiei electrice reprezintă peste 50 % din costul căldurii.

Cheltuielile de întreţinere şi reparaţii sînt mici în comparaţie cu costul căldurii şi al energiei electrice.

Costul investiţiei la instalaţia cu panouri radiante este mai ridicat decît la instalaţia cu aeroterme, însă cheltuielile de exploatare sînt mult mai mici, aşa că în ansamblu instalaţia cu panouri radiante revine mai ieftină decît cea cu aeroterme. Plusul de investiţii rezultat la instalaţiile cu panouri radiante se amortizează din economia anuală de exploatare a acestor instalaţii în 2, 3 ani la uzina Republica, 3, 9 ani la Buzău şi 1, 3 ani la I.S.C.T. Costul ridicat de investiţie al instalaţiilor cu panouri radiante se datoreşte faptului că panourile sînt confecţionate pe şantier; acest cost se va putea reduce cînd confecţionarea panourilor se va industrializa.

Spre a întregi concluziile noastre, menţionăm că pentru halele de la Buzău şi Cîmpia Turzii au fost calculate şi proiectate totodată instalaţiile de încălzire cu aer cald. La uzina Republica, această soluţie n-a fost posibilă din lipsa spaţiului necesar pentru canalele de aer. Indicii tehnico-economici obţinuţi arată că instalaţiile cu aer cald sînt mai scumpe ca investiţie decît cele cu panouri radiante şi mai scumpe ca exploatare decît cele cu aeroterme. Aceste cheltuieli ridicate se explică prin necesitatea unei construcţii anexă pentru centrala de aer cald, prin dimensiunile mari ale canalelor de refulare şi de absorbţie a aerului şi prin consumul mare de energie electrică necesară pentru învingerea frecărilor în aceste canale.

Atragem atenţia asupra faptului că în cazul încălziri cu aer cald, pentru a micşora numărul aerotermelor, se tinde la adoptarea unor agregate mari cu debite mari de aer şi de căldură (viteze şi temperaturi ridicate de suflare). Rezultatele obţinute cu asemenea agregate mari, amplasate la distanţe mari, în hale înalte, nu se pot compara cu cele obţinute prin panouri radiante. Aerul fierbinte suflat de aeroterme cu viteze mari creează zone foarte diferite în ce priveşte confortul. Cei ce se află în apropierea aerotermei sînt expuşi unui duş de aer prea cald care devine supărător, iar cei ce se află mai departe sînt expuşi unor curenţi de aer rece, în special la picioare. Reducînd capacitatea aerotermelor şi mărind numărul lor, condiţiile se îmbunătăţesc într-o oarecare măsură, însă cresc şi costurile de investiţie şi de exploatare ale unei astfel de instalaţii, iar avantajele trec de partea încălzirii cu panouri radiante.

În ceea ce priveşte sistemul de încălzire cu radianţi cu gaz, arătăm cum a fost soluţionată de autor problema încălzirii halelor pentru laminoarele noi de la Hunedoara, care au o suprafaţă de 113 300 m^2, un volum de 2 291 000 m^3 şi o înălţime medie de 21 m. Atît structura de rezistenţă, cît şi împrejmuirea halelor sînt complet metalice, iar acoperişul (prevăzut cu luminătoare pe toată lungimea halelor) este din tablă zincată ondulată, fără izolaţie termică. Procesul tehnologic fiind mecanizat şi automatizat în mare măsură, densitatea medie a muncitorilor este 1 om pe 200 m^2 de hală. În aceste condiţii, încălzirea generală a halelor nu era necesară şi ar fi însemnat o risipă considerabilă de căldură. De aceea s-a adoptat încălzirea locală cu radianţi cu gaz metan.

S-au montat în total 300 radianţi tip 4 GD, fabricaţi la noi în ţară, cu următoarele caracteristici: debitul de căldură 10 000 kcal/h, consumul de gaz metan 1,40 m^{3}N/h, presiunea gazului 300 mm CA, suprafaţa plăcii radiante 1 100 cm^2, temperatura plăcii radiante 950°C, greutatea radiantului 10 kg (fără accesorii).

Radianţii au fost montaţi pe stîlpi şi pe pasarela prevăzută de-a lungul şirurilor de stîlpi, la cota de 7 m de la pardoseală (fig. 2).

Schema de comandă pentru funcţionarea automată a acestor radianţi şi pentru securitatea exploatării lor este arătată în figura 3.

Tabela 1

Caracteristici tehnico-economice	Unitatea de măsură	Uzina de țevi Republica Hala de fabricație		U.S.P.S. Buzău Hala TOM-2		I.S.C.T. Cîmpia Turzii Hala TOT 2	
		Panouri radiante	Aeroterme	Panouri radiante	Aeroterme	Panouri radiante	Aeroterme
1	2	3	4	5	6	7	8
Agentul termic	—	*apa supraîncălz. 150°/70°C*		*Apa supraîncălz. 150°/70°C*		*Abur saturat de 6 ata (158,1°C)*	
Suprafața construită	m²	67 100 m²		17 550 m²		22 800 m²	
Înălțimea halei	m	12,5—23,0 m		8,7 — 13,2 m		8,00 m	
Volumul halei	m³	1 040 000 m³		181 200 m³		191 500 m³	
Muncitori pe schimb	—	900		348		350	
Degajări de căldură	kcal/h	10 000 000		neglijabile		neglijabile	
Temperatura exterioară	°C	— 19°C		—19°C		—20°C	
Temp. exter. medie	°C	+ 2,3°C		—2,4°C		+ 2°C	
Perioada de încălzire	zile	174 zile		168 zile		186 zile	
Temperatura interioară	°C	13	16	12	15	12	15
Temperatura radiantă	°C	19	—	18	—	18	—
Temperatura simțită	°C	16	16	15	15	15	15
Pierderi de căldură	kcal/h	23 800 000	28 900 000	5 160 000	6 005 000	5 876 300	7 360 000
	kcal/hm³	28	28	28,5	33	30,8	38,5
Capacitatea instalației	kcal/h	13 925 000	18 900 000	5 180 000	6 605 000	5 888 400	7 360 000
	kcal/hm³	13,40	18	28,5	33	30,8	38,5
Panouri radiante	m²	10 170	—	4 390	—	3 000	—
Registre	m²	3 310	2 765	1 020	870	1 070	1 075
Aeroterme	buc	23	260	—	96	—	106
Consum de metal	tone	477	331	240	111	204	192
	kg/kcal	0,034	0,018	0,046	0,019	0,035	0,026
Costul investiției	lei	7 808 000	5 145 000	2 960 000	1 644 000	2 550 000	2 054 000
	lei/kcal	0,56	0,28	0,57	0,28	0,44	0,28
Cota anuală de amortizare (4,8 %) a instalației	lei/an	374 700	248 000	142 000	79 000	122 500	98 500
Consumul de căldură	Gcal/an	18 200	29 500	6 490	9 000	18 400	23 000
Costul căldurii	lei/an	728 000	1 180 000	259 600	360 000	736 000	920 000
Puterea electrică instalată	kW	39	390	—	119	—	117
Consumul de energie electrică	kWh/an	163 000	1 630 000	—	480 000	—	366 000
Costul energiei electrice	lei/an	65 200	652 000	—	192 000	—	146 400
Cost întreținere și reparații	lei/an	11 500	130 000	—	48 000	—	53 000
Chelt. totale anuale (investiție+exploatare)	lei/an	1 179 400	2 210 000	401 600	679 000	858 500	1 217 900
Economiile realizate prin încălzirea cu radiație	lei/an	1 030 600		277 400		359 400	

Aprinderea radiantului RG se face electric cu ajutorul unei rezistențe (filament RA) montată pe radiant și livrată o dată cu acesta.

Închiderea și deschiderea gazului se fac cu un ventil electromagnetic EV, montat pe racordul de gaz, pentru fiecare radiant sau pentru un grup de radianți.

Ca dispozitiv de siguranță se folosește un ruptor termic RT montat pe radiant și legat în serie cu ventilul electromagnetic EV.

Comanda aprinderii radianților se face prin butonul BCA, după ce s-a închis întrerupătorul basculant de alimentare IA. O dată cu apăsarea pe butonul BCA se apasă și pe butonul BCG, care pune sub tensiune electroventilul EV, comandînd astfel admisia gazelor. Butoanele BCA și BCG se țin apăsate 30—40 de secunde, pînă cînd contactele ruptorului bimetalic RT se vor închide sub influența căldurii.

Dacă din motive neprevăzute, alimentarea cu gaz este întreruptă, ruptorul bimetalic se răcește și întrerupe circuitul electroventilului, care se închide, evitînd astfel răspîndirea gazului în hală.

În circuitul filamentului și în cel al electroventilului se află montată în serie, prin intermediul unei rezistențe economice RE, cîte o lampă de semnalizare L1 și L2. Dacă la apăsarea pe butonul BCA, lampa L1 nu se aprinde înseamnă că filamentul este defect și în acest caz nu se mai apasă pe butonul BCG pînă nu se remediază defectul din circuitul de aprindere, verificîndu-se totodată și siguranțele SI. Întreruperea funcționării radianților se face prin acționarea

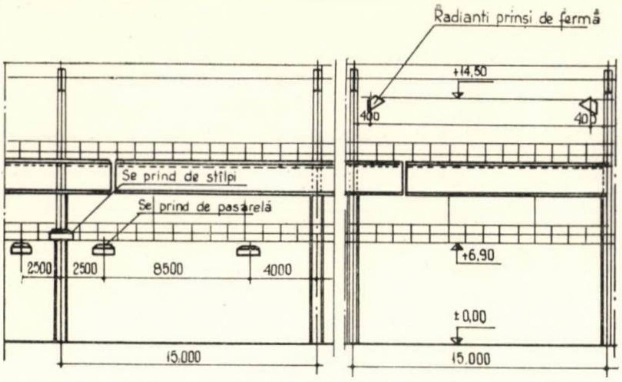


Fig. 2. Amplasamentul radianților în halele laminoarelor noi de la C. S. Hunedoara – Secțiune longitudinală

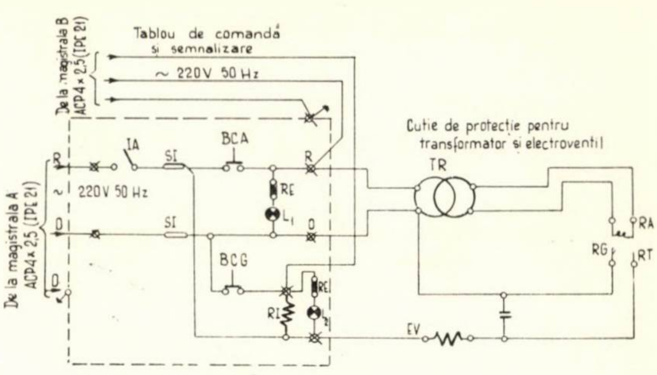

De la magistrala B ACP4×2,5 (IPC 21)
Tablou de comandă și semnalizare
~ 220V 50 Hz
IA
SI
BCA
R
RE
L1
O
SI
BCG
RE
RI
L2
De la magistrala A ACP4×2,5 (IPC 21)
R
~ 220V 50 Hz
O
O
Cutie de protecție pentru transformator și electroventil
TR
RA
RG
RT
EV

Fig. 3. Schema de comandă pentru funcționarea automată a radianților cu gaz metan la C.S. Hunedoara

întrerupătorului IA al grupei de radianți legați la aceeași cutie de comandă sau prin acționarea întrerupătorului de la tabloul general de distribuție. Pentru siguranță, tabloul electric de comandă și semnalizare al unui grup mai mare de radianți este prevăzut cu alimentare dublă.

Încălzirea locală cu radianți (inclusiv rețeaua de gaze și instalația electrică aferentă) pentru cele trei hale (linia de semifabricate, linia de sîrmă, liniile de profile mijlocii și benzi) a costat 1 300 000 lei (0,42 lei/kcal), în timp ce încălzirea generală a acestor hale cu aeroterme cu aburi (inclusiv centrala termică) ar fi costat 30 000 000 lei.

În ceea ce privește cheltuielile de exploatare, economiile sînt de asemenea importante. Astfel, la o temperatură exterioară medie $t_{em} = 2°C$ și o perioadă de încălzire de 170 zile/an, căldura dată de aeroterme ar costa 1 600 000 lei/an, iar energia electrică 320 000 lei/an, în timp ce gazul metan consumat de radianți costă 170 000 lei/an (cu 0,10 lei/m^3/N) la o funcționare continuă de 24 de ore pe zi, timp de 170 zile pe an, iar consumul de energie electrică este neglijabil față de instalația cu aeroterme.

CONCLUZII

La alegerea sistemului de încălzire trebuie ținut seamă de următorii factori: destinația halei (încăperii), scopul încălzirii (fiziologic sau tehnologic), dimensiunile halei (în special înălțimea), caracteristica termică a clădirii, gradul de degajare a unor eventuale nocivități (necesitatea de ventilare), modul în care se desfășoară activitatea oamenilor în hală (locuri de muncă fixe), sursa de căldură disponibilă (agentul termic) etc.

În multe cazuri, folosirea instalațiilor clasice (convective) de încălzire este fie necorespunzătoare calitativ, fie neeconomică. Acesta este cazul halelor destinate pentru procese metalurgice, montaj, depozite de materiale neinflamabile, stații de pompare, compresoare, ateliere de reparații, vestiare, culoare etc.

Avantajele încălzirii prin radiație devin cu atît mai mari cu cît dimensiunile halei sînt mai mari, iar caracteristica termică a halei este mai ridicată (pereți subțiri, suprafețe mari de ferestre și luminătoare).

Costul de investiție este deocamdată mai ridicat la instalațiile radiante decît la cele convective, deoarece panourile radiante se execută cu mijloace de șantier, pe cînd corpurile convective se fabrică; de asemenea, panourile radiante necesită un consum de metal mai mare decît aerotermele. În schimb, cheltuielile de exploatare (în special costul căldurii și costul energiei electrice) sînt mult mai reduse la instalațiile cu radiație decît la cele cu aer cald. În concluzie, încălzirea halelor prin radiație asigură un confort mai bun și totodată duce la cheltuieli totale anuale mai mici decît încălzirea cu aer cald.

NOTE

Fundații din panouri asamblate prin precomprimare

Conf. ing. A. Mihul, ing. St. Enescu
Institutul politehnic Iași
V. Gherman
Ing. șef TC-Bacău

Introducerea pe scară din ce în ce mai largă a prefabricatelor pe șantierele de construcții are avantajele cunoscute și unanim acceptate.

Procesul de industrializare a suprastructurii construcțiilor în țara noastră se dezvoltă tot mai mult, șantierele fiind transformate în locuri de montare a prefabricatelor sub formă de elemente separate, de ansambluri sau subansambluri, confecționate în fabrici de prefabricate sau montate pe șantiere.

Nu în aceeași situație se găsește execuția fundațiilor; în acest sector, lucrările se realizează încă după metode tradiționale, care comportă cofraje, turnări de betoane, lucrări de sprijiniri etc.

Din aceste motive, executarea fundațiilor la clădiri reprezintă în general 20—40% din timpul afectat realizării construcției, costul părții subterane fiind numai 6—12% din valoarea totală a lucrării. Totodată, execuția monolită a fundațiilor pe șantier necesită un volum mare de manoperă, în special pentru lucrări la care se folosesc mulți muncitori cu un grad redus de calificare, ceea ce duce la unele dificultăți în organizarea întreprinderilor și reduce în mare măsură productivitatea muncii în procesul execuției.

Un alt aspect, din care rezultă neconcordanța între modul de realizare a fundațiilor monolite și industrializarea suprastructurii, îl reprezintă faptul că lucrările de betoane executate pe șantiere necesită o anumită temperatură a mediului exterior, ceea ce obligă pe constructori, în timpul iernii, să ia măsuri speciale de protecție prin închiderea spațiilor sau prin tratarea specială a betonului.

Față de aceste dezavantaje ale fundațiilor executate monolit, în străinătate sînt utilizate diverse sisteme prefabricate. Astfel se execută, de exemplu, fundații din blocuri prefabricate rezolvate după diverse soluții prezentate în figura 1. Dezavantajul principal al acestor tipuri de fundații îl constituie însă faptul că rigiditatea la încovoiere în sens longitudinal, datorită rosturilor rezultă redusă, existînd în permanență pericolul creșterii tasărilor inegale, caracteristice multor categorii de terenuri, care pot duce la degradarea întregii construcții. Introducerea centurilor de beton armat monolit dispuse la partea superioară și inferioară a tălpilor, utilizată în U.R.S.S., reduce în mare parte avantajele obținute prin utilizarea prefabricatelor. Alcătuirea fundațiilor din blocuri

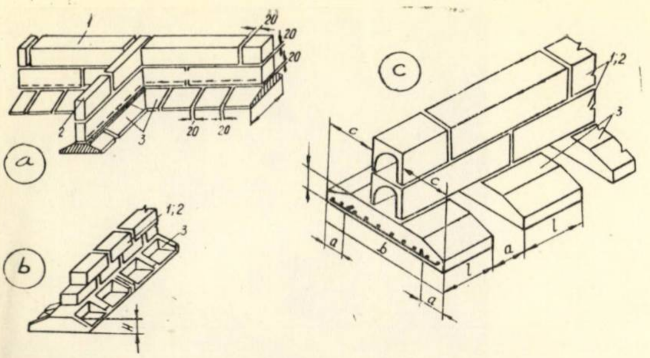


Fig. 1. Fundaţii alcătuite din blocuri mici; a – cu secţiune plină: b – cu nervuri pentru talpă: c – dispuse la distanţă unul faţă de altul: 1, 2 – bloc pentru pereţi: 3 – bloc pentru talpă

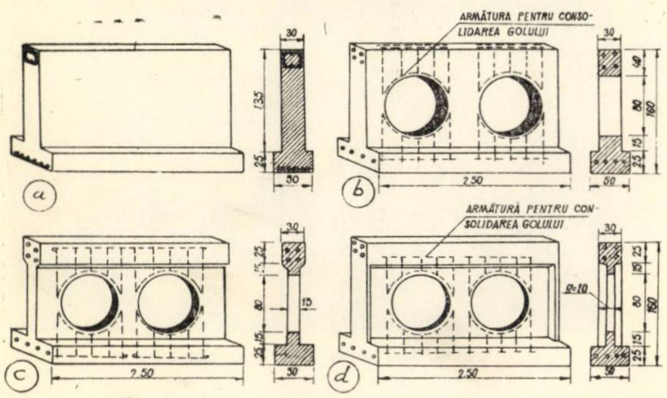
prefabricate de dimensiuni relativ reduse prezintă totodată şi dezavantajul necesităţii unui volum important de îmbinări.

Utilizarea, pentru execuţia fundaţiilor, a panourilor mari prefabricate, cu rosturile verticale betonate după montarea lor, permite, faţă de sistemele alcătuite din elemente mici, să fie eliminate în mare măsură dezavantajele legate de productivitatea muncii, să se reducă manopera pe şantier, să se simplifice lucrările de execuţie fără a elimina însă dezavantajul legat de modul de lucru al fundaţiilor, la care, în rosturile din secţiunile verticale, pot apărea fisuri la tasări diferenţiale reduse.

În vederea eliminării şi a acestui dezavantaj structural, în cadrul catedrei de beton armat din Iaşi au fost studiate sisteme de fundaţii alcătuite din panouri mari asamblate cu bare de diametru mare, postîntinse, pe care le vedem ca soluţie de perspectivă.

Unul dintre aceste sisteme a fost aplicat în practică la un şantier din Tg. Neamţ care aparţinea grupului de şantiere Roman TRC Bacău.

Fig. 2. Panouri cu goluri transversale



ARMĂTURA PENTRU CONSOLIDAREA GOLULUI
ARMĂTURĂ PENTRU CONSOLIDAREA GOLULUI
a
b
c
d
30
135
25
50
250
2.50
160
15
80
ϕ 10

În acest sens au fost analizate trei tipuri de panouri mari cu goluri: longitudinale, verticale şi transversale (fig. 2). Prin utilizarea panourilor cu goluri verticale (fig. 3) sau orizontale se poate obţine o reducere a consumului de beton de circa 19 % faţă de fundaţia clasică, proiectată iniţial pentru terenul existent cu tasări neuniforme, armată. Dispunînd golurile în sens transversal, raportul între diametrul golului şi înălţimea panoului fiind de 0,5 se obţine o reducere a volumului de beton cu circa 20 %, iar dacă se micşorează grosimea panoului vertical pînă la 15 cm şi se preconizează aceleaşi goluri, se obţine o economie de beton de 42 %. Reducînd grosimea inimii panoului la 10 cm, ceea ce în condiţii industriale este posibil introducînd în acelaşi timp nervuri pentru asigurarea rezistenţei, se obţine o reducere a consumului de beton de circa 48 % (tabela 1). Costurile suplimentare ale sistemelor prefabricate faţă de cele monolite se compensează prin reducerea consumului de beton şi de armătură (de calitate superioară). Se cîştigă de asemenea avantajele industrializării legate de durata de executie, de mecanizarea lucrărilor, asigurînd execuţia lor în orice anotimp.

În practică, în prima fază de experimentare, a fost introdus tipul de panou cu goluri verticale (fig. 3), pentru execuţia căruia şantierul TRC Roman dispunea de cele necesare şi care prezintă avantaje de matare faţă de panourile cu goluri longitudinale.

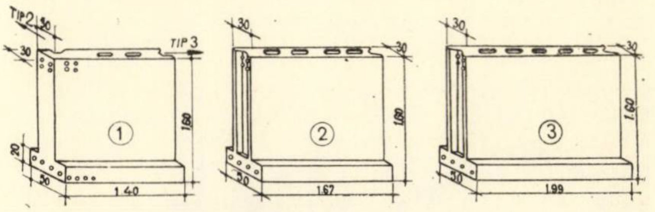


Fig. 3. Tipuri de panouri utilizate la alcătuirea fundaţiilor pentru depozite – Tg. Neamţ

Astfel, folosind 3 tipuri de panouri, s-a realizat o fundaţie continuă avînd contur dreptunghiular, precomprimat pe toate cele patru laturi. Panourile (fig. 3) prevăzute cu goluri verticale au avut o greutate de circa 2 t. Sistemul de fundaţii a fost aplicat la construcţia unor depozite Agrosem.

După executarea săpăturii pînă la cota de –1,60 m, s-a turnat un strat de 5 cm beton de egalizare pentru a obţine o suprafaţă plană, în vederea montării şi centrării cu uşurinţă a panourilor.

Primele panouri care s-au montat au fost cele de colţ, urmînd apoi montarea panourilor dispuse după cele două direcţii la distanţa de 3,5 – 5 cm unul de altul; pentru a se asigura posibilitatea realizării continuităţii canalelor necesare introducerii armăturilor postîntinse s-au montat ştuţuri de tablă. După terminarea montării, rosturile au fost matate după soluţii obişnuite.

În figurile 4, 5 şi 6 sînt prezentate diferite faze din timpul montajului. Spaţiul de 3,5 – 5 cm dintre panouri s-a realizat cu ajutorul unor distanţieri. În figura 7 este prezentat un detaliu de capăt al unui panou cu ştuţurile de tablă care, prin apropi-

Tabela 1

Tipul de fundaţie		Consum beton	Consum oţel kg/m			Consum % raportat la sistemul monolit		
			OL38	PC52	PC90	Beton %	Oţel %	
							OL38 + PC52	PL38 + PC90
Soluţie clasică	Fig. 2a	0,53	17,00	—	—	100	100	100
Din panouri asamblate prin precomprimare cu goluri transversale (fig. 2)	Fig. 2b	0,41	2,15	9,67	7,25	80	69	55
	Fig. 2c	0,308	1,95	9,67	7,25	58	69	55
	Fig. 2d	0,275	5,1	9,67	7,25	52	86	72
Cu goluri verticale aplicate	Fig. 3	0,420	—	9,67	7,25	81	69	55

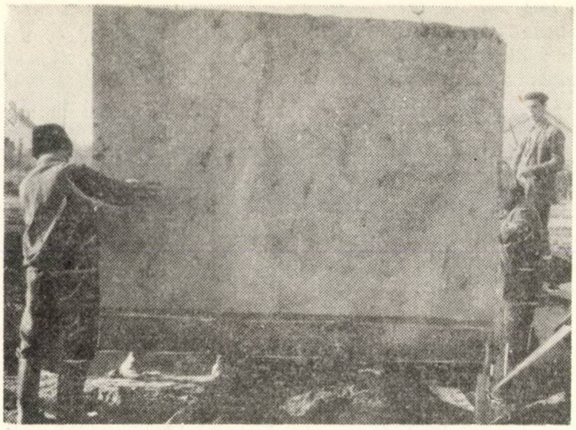


Fig. 4. Panou de fundații în timpul montării

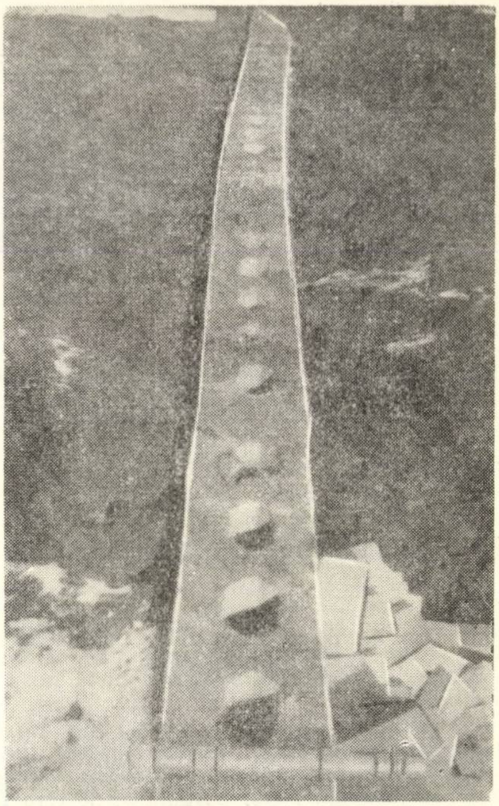


Fig. 7. Ștuțurile de tablă pentru realizarea continuității golurilor

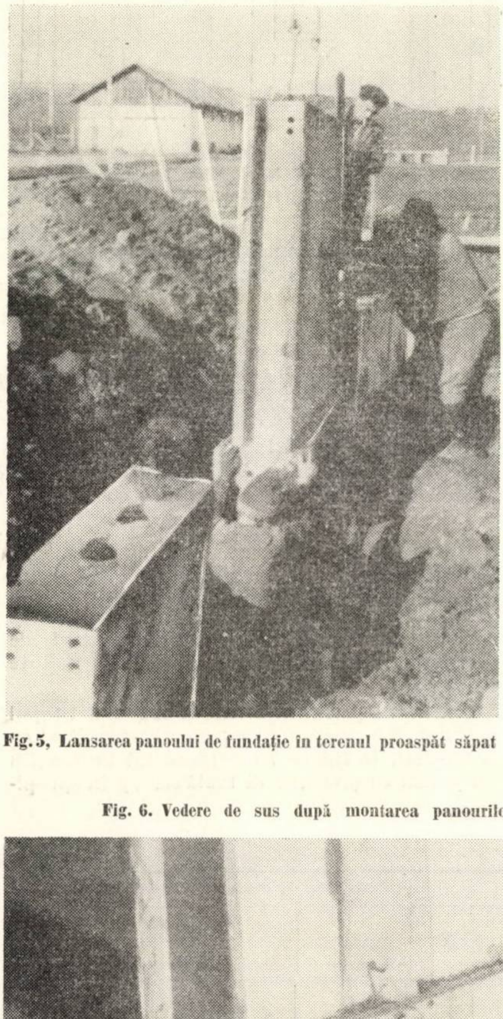


Fig. 5. Lansarea panoului de fundație în terenul proaspăt săpat

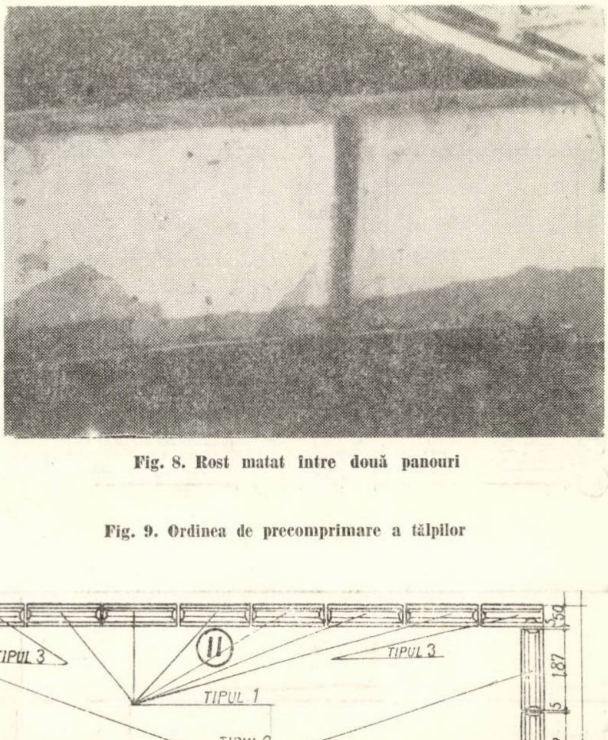


Fig. 8. Rost matat între două panouri

Fig. 6. Vedere de sus după montarea panourilor

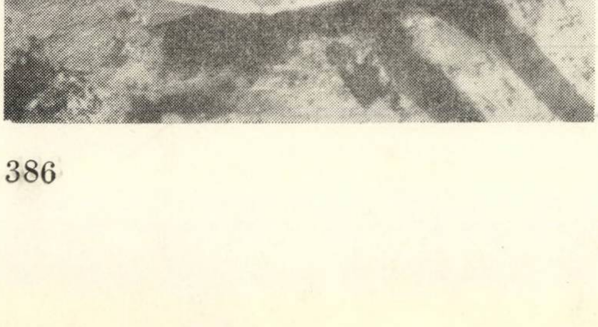
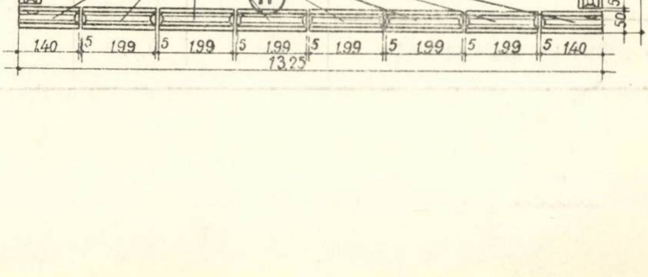


Fig. 9. Ordinea de precomprimare a tălpilor



TIPUL 3
II
TIPUL 3
TIPUL 1
TIPUL 2
I
III
TIPUL 1
TIPUL 3
II
TIPUL 3
1.40
5
1.99
5
1.99
5
1.99
5
1.99
5
1.99
5
1.99
5
1.40
13.25
50
5
1.87
5
1.87
5
1.87
5
50
6.80

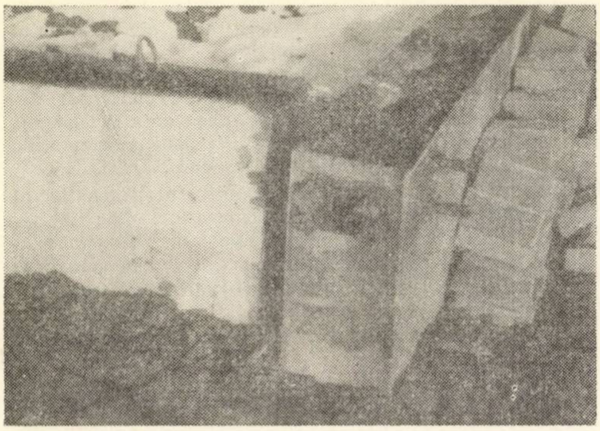


Fig. 10. Blocarea armăturilor la capete

erea panoului alăturat, asigurau continuitatea golurilor canalelor pentru armături.

După executarea matării (fig. 8) şi atingerea unei rezistenţe suficiente a mortarului, s-a trecut la introducerea armăturilor. S-au utilizat bare cu profil periodic de tip PC 52, la care, prin tragere la rece, limita de curgere $\sigma_{0,2}$ a fost ridicată la 4 500 kgf/cm^2. Avantajul acestor armături, faţă de cablurile din sîrmă SBP, la astfel de lucrări, constă în primul rînd în rezistenţa sporită la acţiunea agenţilor din teren.

După introducerea armăturilor s-a efectuat precomprimarea fiecărei laturi în parte, după ordinea indicată în figura 9. De la început a fost tensionată latura scurtă I. Tensionarea s-a realizat mecanic, cu tragere de la capăt, cu juguri şi prese. Blocarea barelor a fost realizată cu eclise, după procedee obişnuite (fig. 10). În continuare au fost pretensionate barele după cele două direcţii lungi II (fig. 11). Pretensionarea armăturilor s-a realizat cu ajutorul a două prese interpuse în spaţiul de circa 70 cm lungime, creat la montarea elementelor prefabricate între două panouri, prin împingere. Panoul de capăt opunînd o rezistenţă inferioară faţă de restul fundaţiei, sub acţiunea presei, s-a deplasat înspre fundaţia notată cu III, ajungînd la poziţia de proiect în momentul cînd efortul din armătura pretensionată a ajuns la circa 4400 kgf/cm^2. În acestă poziţie s-a realizat blocarea panourilor de pe direcţia lungă cu ajutorul blocurilor de beton introduse în spaţiul respectiv, după care cricurile hidraulice au fost extrase. În continuare, s-a trecut la pretensionarea armăturii după latura scurtă III, care s-a efectuat după soluţia aplicată pentru precomprimarea laturii scurte I.

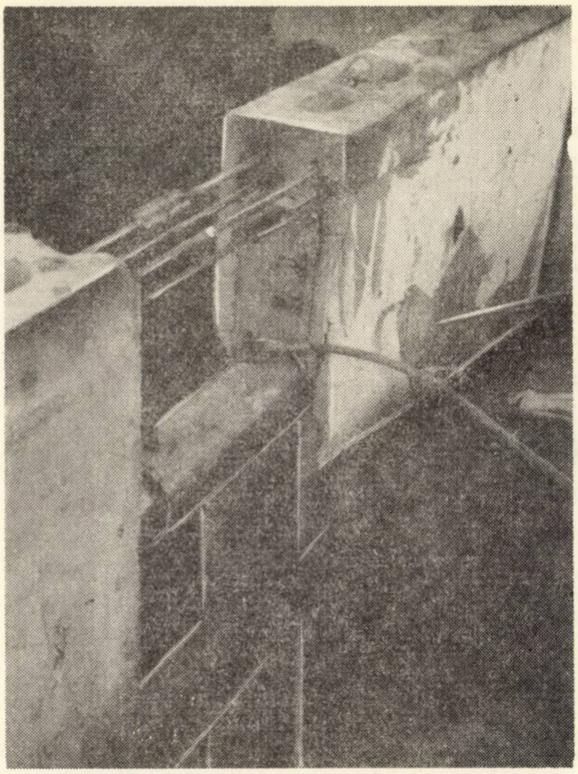


Fig. 11. Pretensionarea armăturilor după direcţia lungă

După terminarea pretensionării armăturilor, s-a realizat injectarea golurilor după soluţii cunoscute.

În acest mod s-a realizat asamblarea elementelor, pe de o parte, şi legarea celor patru tălpi continue între ele, pe de altă parte.

La sistemul de fundaţie alcătuit, continuitatea s-a realizat prin precomprimare, o dată cu asamblarea panourilor, fiind asigurată astfel o importantă capacitate de rezistenţă a sistemului în ansamblu, care asigură în mare parte reducerea deformaţiilor inegale (caracteristice terenului respectiv). Lucrările de realizare a ciclului zero s-au încadrat în costul prevăzut iniţial prin rezolvarea fundaţiilor după metode tradiţionale.

CRONICA

Federaţia mondială a organizaţiilor de ingineri

În palatul UNESCO de la Paris s-au desfăşurat între 4 şi 7 martie 1968 lucrările Conferinţei de constituire şi prima adunare generală a Federaţiei Mondiale a Organizaţiilor de Ingineri (FMOI).

O activitate pregătitoare de peste doi ani cu sprijinul Departamentului pentru studii, cercetare şi formare a cadrelor din UNESCO, a permis delegaţiilor celor 61 de organizaţii naţionale şi cinci organizaţii regionale de ingineri care au participat * să pună bazele federaţiei.

Federaţia are drept scop să contribuie la progresul profesiunii de inginer în interesul general şi să exprime punctul de vedere în chestiuni în care o poziţie colectivă este posibilă. Ea îşi propune să încurajeze schimbul de informaţii şi să înlesnească cooperarea organizaţiilor de ingineri atît între ele, cît şi cu organizaţiile din alte domenii cu care organizaţiile inginereşti au contingenţă. Pentru a atinge aceste obiective, federaţia va organiza reuniuni, va încuraja activitatea organizaţiilor naţionale şi regionale inginereşti, va facilita schimbul de informaţii între ele, va studia proiecte speciale privind probleme care interesează asociaţiile membre şi va favoriza cooperarea cu organizaţii guvernamentale şi neguvernamentale.

După adoptarea statutului provizoriu, adunarea generală a examinat unele probleme de interes general care să stea la baza programului viitor de activitate.

Un loc central l-a ocupat problema formării şi perfecţionării profesionale a inginerilor. A reieşit că activitatea desfăşurată în acest domeniu în diferite ţări şi pe plan regional constituie premize valoroase pentru cunoaşterea şi înţelegerea reciprocă a metodelor, nivelurilor de formare şi calificare. Un comitet de experţi urmează a se constitui în vederea studierii şi valorificării experienţei existente, atît la organizaţiile naţionale şi regionale de ingineri, cît şi la unele organizaţii internaţionale specializate. Studiul va cuprinde şi zona încă insuficient studiată a preocupărilor pentru pregătirea tehnicienilor, pornind chiar de la definirea exactă a sferei noţiunii de tehnician, a atribuţiilor ce le revin în diferite ţări, astfel încît aportul lor în producţie să fie cît mai eficient.

---

* FEANI (Federaţia europeană a asociaţiilor naţionale de ingineri);
UPADI (Uniunea panamericană de ingineri);
CEC (Conferinţa asociaţiilor de ingineri din Commonwealth);
EUSEC (Conferinţa societăţilor de ingineri din Europa occidentală şi S.U.A.);
Federaţia inginerilor arabi.

Au fost examinate implicaţiile creşterii vertiginoase a volumului de literatură tehnică asupra metodologiei de cercetare şi valorificare a documentării. Un comitet de experţi va fi chemat să studieze posibilităţile de coordonare a activităţii de documentare din ţările care folosesc în acest scop calculatoarele, în vederea universalizării schimburilor, ţinînd totodată seamă de cerinţele cadrelor tehnice din ţările nedotate încă cu aparatură modernă.

Pentru a răspunde cît mai bine sarcinii sociale ce revine inginerilor în dezvoltarea economiei fiecărei ţări în pas cu tehnica modernă, s-a propus ca în programul de activitate al FMOI să fie cuprinsă şi preocuparea pentru căile privind utilizarea operativă în practica inginerească a rezultatelor cercetării ştiinţifice.

Printre organizaţiile inginereşti care au constituit FMOI este şi Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor care a participat printr-o delegaţie formată din dr. ing. Oliviu Rusu, vicepreşedinte al CNIT şi ing. Alexandru Teodoru, membru al CNIT.

Numeroase propuneri ale Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, exprimate în aceste probleme, în cadrul dezbaterilor, au obţinut consensul delegaţiilor prezente, ceea ce a determinat includerea lor în statutul şi rezoluţiile corespunzătoare ale conferinţei.

A fost ales Comitetul Executiv al FMOI sub conducerea dr. Eric Choisy, eminent inginer elveţian. Viitoarea adunare generală va avea loc în octombrie 1969 la Beirut (Liban).

Al şaptelea Congres internaţional de mecanică a solurilor şi de lucrări de fundaţii

Între 25 şi 30 august 1969 va avea loc la Mexico City al VII-lea Congres internaţional de mecanică a solurilor şi de lucrări de fundaţie.

În timpul celui de al VI-lea Congres internaţional, care a avut loc la Montreal, comitetul de conducere al Societăţii internaţionale de mecanică a solurilor şi de lucrări de fundaţii a decis înfiinţarea unui comitet de îndrumare format din preşedintele Societăţii internaţionale, fostul preşedinte şi vicepreşedinte. Acest comitet de îndrumare are rolul de a sprijini comitetul de organizare în vederea organizării Congresului al VII-lea.

În cadrul lucrărilor de organizare, unele caracteristici au fost modificate în scopul creşterii Societăţii internaţionale şi a dezvoltării actuale a mecanicei solurilor.

Astfel, s-a hotărît organizarea celui de al VII-lea Congres pe următoarele baze :

1. Congresul se va limita în alegerea temelor la aspecte ale mecanicii solurilor teoretice şi aplicate care prezintă în prezent cel mai mare interes pentru membrii Societăţii internaţionale, pentru a permite discuţii aprofundate.

2. Lucrul raportorilor generali va fi modificat.

Examinarea stadiului de progres al temei care le va fi atribuită va trebui să cuprindă o trecere în revistă a tuturor publicaţiilor existente şi a experienţei dobîndite. Revizuirea şi critica lucrărilor prezentate la congres va constitui parte din munca lor. În rezumat, munca raportorilor va cuprinde următoarele puncte :

— lămurirea concepţiilor fundamentale ;

— analiza situaţiei actuale a temei studiate ;

— propuneri de dezvoltare a studiului unor puncte speciale într-un viitor apropiat şi relevarea tendinţelor posibile pentru acest studiu.

3. Va fi facilitată organizarea de reuniuni pentru discuţii pe teme speciale între specialişti.

4. Pentru a reduce cît mai mult posibil timpul care se va scurge între prezentarea lucrărilor şi realizarea congresului, lucrările vor fi tipărite şi trimise participanţilor înainte de congres.

Programul congresului este următorul :

— Şedinţa de deschidere — 25 august.

— Şedinţele plenare în număr de cinci se vor desfăşura în ziua de 25 august p. m. şi în zilele de 26—29 august dimineaţa.

— Şedinţa de închidere va avea loc în ziua de 30 august dimineaţa.

— Şedinţele speciale se vor desfăşura simultan în după amiezele zilelor de 26, 28 şi 29 august în amfiteatrele Ansamblului Congreselor.

— Vizitele tehnice la şantiere, laboratoare, ca şi examinarea subsolului oraşului Mexico vor avea loc în după amiaza zilelor de 26, 28 şi 29 august. Toate vizitele se vor repeta în cursul acestor trei zile, pentru a permite participanţilor să asiste atît la ele, cît şi la şedinţele speciale.

Ziua de 27, după amiază, va fi rezervată unei vizitări a zonei arheologice de la Teotihuacan.

La cererea persoanelor interesate se vor repeta vizitele tehnice în oraşul Mexico în după amiaza zilei de sîmbătă şi duminică dimineaţa.

Temele alese pentru cele cinci şedinţe plenare sînt următoarele :

1. Relaţii efort-deformaţie şi rezistenţă cuprinzînd şi influenţa timpului.
2. Fundaţii de structuri pe argilă.
3. Baraje de pămînt şi în piatră.
4. Terasamente adînci şi construcţia tunelurilor în terenuri slab rezistente.
5. Stabilitatea taluzurilor naturale şi a fundaţiilor de ramblee.

La şedinţele plenare vor participa : preşedintele, raportorul general al temei respective şi un comitet de discuţii compus din specialişti care reprezintă diverse curente de opinii asupra subiectului. La începutul fiecărei şedinţe, raportorul general va prezenta expunerea sa care va fi discutată de comitetul de discuţii sub conducerea preşedintelui. La sfîrşitul sedinţei, auditoriul va putea participa la dezbateri punînd întrebări în scris asupra subiectului tratat.

Se cere ca membrii Societăţii internaţionale care lucrează activ în domeniile subiectelor alese de congres să trimită raportorilor respectivi referinţe asupra publicaţiilor lor, pentru a uşura munca acestora.

La congres pot participa şi persoane care nu sînt membri ai Societăţii internaţionale de mecanica solurilor, în cazul că sînt interesaţi de lucrările congresului.

Limbile oficiale ale congresului vor fi engleza şi franceza.

Lungimea comunicărilor este limitată la 12 pagini dactilografiate la un rînd în care vor fi cuprinse şi figurile şi tabelele corespunzătoare.

Fiecare comunicare va fi însoţită de un rezumat de circa două pagini.

Ca şi la congresele precedente, comunicările vor fi transmise prin intermediul Comitetelor naţionale respective, care răspund de îndeplinirea condiţiilor cerute, şi anume : tema să fie legată de una din şedinţele plenare, să fie originală şi să prezinte un progres în domeniul mecanicii aplicate.

Data limită pentru primirea lucrărilor este 1 februarie 1969.

Bitumurile în construcţii—Dezvoltarea materialelor şi metodele de încercare

Colocviul internaţional RILEM—DRESDA 23—26 septembrie 1968

În industria de construcţii moderne, materialele bituminoase sînt aplicate şi lucrate sub diferite forme şi în domenii foarte largi.

Dezvoltarea din ultimii ani a arătat că este posibil să se deschidă bitumurilor noi cîmpuri de aplicare în construcţii utilizînd aditivi şi noi materiale bituminoase sau combinînd bitumurile cu alte materiale.

Progresul ştiinţific şi tehnic în acest sector demonstrează că însuşirile caracteristice recunoscute pînă în prezent şi metodele de încercare convenţionale nu sînt suficiente pentru a putea aprecia exact materialele bituminoase şi pentru a căuta diferitele domenii de aplicare.

Dezvoltarea permanentă a producţiei, ca şi cercetarea ştiinţifică a materialelor bituminoase, au scos în evidenţă noi probleme conţinînd exigenţele şi specificaţiile moderne referitoare la calitatea, proprietăţile şi standardele acestor materiale.

Scopul acestui colocviu este de a determina discuţii asupra acestor probleme pe plan internaţional şi de a găsi o soluţie a acestor chestiuni din punctul de vedere al fabricantului, al cercetătorului şi al constructorului specialist. În ceea ce priveşte problemele speciale în legătură cu aplicarea materialelor bituminoase în sectorul de construcţii rutiere sau în lucrări hidraulice, ele nu vor fi discutate, avînd în vedere temele deja prevăzute şi scopul acestui colocviu.

Programul colocviului RILEM care se va desfăşura la Universitatea tehnică din Dresda este următorul :

Luni 23 septembrie 1968 : Şedinţa biroului colocviului şi deschiderea oficială, după care vor fi prezentate trei teme :

Tema I : Bitumul, aptitudinea sa ca material de construcţie şi metode de încercare.

Tema I a : Metode de încercare a bitumurilor şi a materialelor bituminoase.

Tema I b : Metode de încercare a bitumurilor şi a materialelor bituminoase.

Marţi 24 septembrie 1968 :

Tema II : Îmbrăcăminţi din materiale bituminoase utilizate în construcţii şi metodele lor de încercare.

Miercuri 25 septembrie 1968 :

Tema III : Emulsiile bituminoase utilizate în construcţii şi metodele lor de încercare

Şedinţa de închidere

Joi 26 septembrie 1968 :

Excursii tehnice în Dresda şi în împrejurimile oraşului.

În timpul colocviului, studiul diferitelor teme este început printr-o expunere a raportorului general, care va da un rezumat al esenţei rapoartelor prezentate.

Aceste expuneri vor fi urmate de o discuţie a rapoartelor prezentate, în cursul căreia autorii vor aduce completări de informaţii sau vor răspunde intervenţiilor sau întrebărilor referitoare la contribuţiile lor. Şedinţa se va termina printr-o discuţie a problemelor relative la tema tratată : observaţii, sugestii sau propuneri etc.

Preşedintele şedinţei conduce discuţiile şi decide durata cuvîntărilor în funcţie de numărul intervenţiilor şi de orar.

Limbile oficiale de lucru sînt franceza, engleza şi germana. Este prevăzută o instalaţie de traducere simultană în aceste limbi. În caz de nevoie, va fi prevăzută o traducere în limba rusă.

RECENZII

STUDII ŞI CERCETĂRI INCERC NR. 6 ŞI 7/1967

1. **Volumul VI : Finisarea şi protecţia construcţiilor** cuprinde o singură lucrare intitulată : „Agresivitatea marină asupra construcţiilor de pe litoralul românesc al Mării Negre" (ing. D. Moraru), care constituie partea a doua * a unui studiu asupra uneia din cele mai actuale probleme ale construcţiilor din zona litoralului ţării noastre.

Cea mai mare parte a lucrării (primele trei capitole) constituie o sinteză documentară, laborioasă, dar exagerat de extinsă (110 titluri bibliografice) asupra problemei coroziunii marine pe plan mondial şi asupra datelor privind factorii naturali ai litoralului românesc (după Institutul Meteorologic Bucureşti) în comparaţie cu cei ai altor mări şi oceane de pe glob, care determină coroziunea marină. Această prezentare este însoţită de un material ilustrativ excesiv (peste 70 de hărţi).

În cuprinsul lucrării se prezintă date documentare asupra factorilor (salinitate, temperatură, oxigenare şi pH) care pot provoca coroziunea marină a construcţiilor imersate în apa de mare sau aflate în vecinătatea imediată a coastei, prin acţiunea umidităţii şi aerosolilor salini. Unele concluzii extrase din materialul documentar consultat sînt prezentate în mod necritic.

Un rezultat mai semnificativ al prezentării primelor trei capitole este cartarea zonei de litoral românesc din punctul de vedere al agresivităţii marine şi stabilirea limitei pînă la care trebuie luate măsuri de protejare a construcţiilor împotriva agresivităţii atmosferice.

Articolul subliniază importanţa cercetărilor asupra coroziunii marine în mediul natural, justificînd raţiunea înfiinţării poligonului experimental INCERC în mediul marin de la Constanţa (Mamaia) alături de cele circa 60 de astfel de staţiuni experimentale existente pe glob.

În capitolul IV se face o prezentare a unor date teoretice şi experimentale extrase din literatura de specialitate română (se citează lucrările prof. dr. Al. Steopoe) şi străină, cu privire la coroziunea betonului armat în apa de mare şi în atmosfera marină.

Unele exprimări sau interpretări de detaliu ale autorului, din acest capitol, sînt discutabile şi uneori contradictorii (protecţia oţelului-beton prin formarea stratului de Fe_2O_3; obţinerea de suprafeţe compacte şi impermeabile de beton prin folosirea cofrajelor cu suprafaţă lisă ; interdicţia folosirii apei de mare la confecţionarea betonului armat ; grosimea de acoperire cu beton a armăturii ; trecerea cu vederea a calculului la deschiderea fisurilor prin metoda stărilor limită etc.).

În capitolul V se prezintă un program al cercetărilor asupra coroziunii marine, cu detalii prea multe şi inutile pentru un articol.

2. **Volumul VII : Finisarea şi protecţia construcţiilor** conţine de asemenea un singur articol : „Ape freatice agresive faţă de betoane, în unele regiuni din R. S. România" (chim. Al. Vasiliu şi chim. D. Teodorescu), în care se prezintă o cartare (însoţită de hărţi) a zonelor de pe teritoriul a 8 foste regiuni (Argeş, Ploieşti, Bacău, Suceava, Mureş Autonomă-Maghiară, Braşov, Cluj şi Maramureş), în care apele freatice (pe baza compoziţiilor chimice stabilite de Institutul de balneologie şi fizioterapie din R.S.R.) prezintă agresivităţi naturale sulfatice, carbonice sau amîndouă, asupra betoanelor şi mortarelor.

În ultima parte a studiului se analizează criteriile standardizate pentru aprecierea agresivităţii apelor (dîndu-se o serie de tabele şi date) şi alegerea tipului de ciment recomandat a fi utilizat la lucrările din aceste zone.

Datele prezentate sînt utile pentru proiectare, atrăgînd atenţia asupra importanţei ce trebuie acordată construcţiilor amplasate în aceste zone şi măsurilor de protecţie respective.

---

* Partea I a fost publicată sub titlul „Observaţii în legătură cu comportarea unor construcţii metalice, de beton şi beton armat din zona litoralului Mării Negre", în colecţia Studii şi cercetări INCERC. Seria Beton armat şi beton precomprimat. nr. 2/1967.

Richard E. Bellman, Stuart E. Dreyfus

PROGRAMAREA DINAMICĂ APLICATĂ

București, Editura tehnică, 1967

Printre metodele matematice folosite în procesele de decizie în mai multe etape se înscrie și *teoria programării dinamice*, bazată pe folosirea ecuațiilor funcționale și pe principiul de optimizare, avînd în vedere potențialul mașinilor numerice de calcul, ce face obiectul lucrării de față.

Dezvoltarea acestei teorii a cuprins activități din cele mai variate în domeniile : construcții de mașini, economic, industrial și militar, cu scopul de a se vedea care dintre ele ar putea fi formulate în termenii programării dinamice și la ce nivel de complexitate.

Un proces de optimizare îngăduie o largă posibilitate de alegere a variabilelor de stare și structură, dar nici o soluție a vreunei probleme particulare rezolvate nu devine șablon.

Teoria programării dinamice fiind anume destinată să exploreze particularitățile proceselor specifice, folosește unele caracteristici structurale individuale, astfel că se poate reduce din timpul necesar și se poate mări gradul de precizie. Programarea dinamică poate fi într-adevăr folosită la rezolvarea unui număr de probleme laborioase variaționale și de optimizare, care prezintă interes și importanță în aplicații.

Rezolvarea tuturor problemelor tratate de autori în această lucrare se bazează pe aplicarea acestei proprietăți simple a proceselor de decizie, în mai mulți pași, denumită *,,Principiul de optimizare. O strategie optimă are proprietatea că, oricare ar fi starea inițială și decizia inițială, deciziile rămase trebuie să constituie o strategie optimă în raport cu starea care rezultă din prima decizie"*.

Cartea prezintă un deosebit interes și se adresează inginerilor, cercetătorilor, cadrelor de conducere din cele mai variate domenii de activitate, precum și studenților sau tinerilor practicieni care doresc să se inițieze în aceste teorii moderne.

Autorii, prin eforturi individuale și în colaborare cu alți matematicieni sau specialiști, reunesc în această carte de sine stătătoare, rezultatele unui vast program de cercetare.

Formularea limpede a problemelor cu tot bogatul aparat matematic folosit dă cititorului posibilitatea unei înțelegeri clare și precise.

Volumul conține 440 de pagini, numeroase figuri, scheme logice de calcul electronic și tabele, ordonate în XII capitole, la care se adaugă cinci anexe.

În capitolul I — ,,Procese de alocație unidimensionale", pentru a iniția pe cititor, atît în ideile fundamentale ale programării dinamice, cît și în procedeele tehnice ale metodei de calcul destul de des folosite, autorii consideră cîteva procese simple care conduc la șiruri de funcții de o singură variabilă.

În capitolul II — ,,Procese de repartiție multidimensionale", după ce preliminările au fost expuse, se consideră cîteva probleme interesante care conduc la șiruri de funcții de două variabile. După o discuție asupra dificultăților legate de problema dimensiunilor, care încep să se contureze puternic la orizont, se arată modul în care aceste dificultăți pot fi învinse, într-o serie de cazuri, prin folosirea unui multiplicator Lagrange.

În capitolul III — ,,Procese unidimensionale de nivelare și de planificare" se intră în fondul temei, prezentîndu-se cîteva soluții analitice și de calcul pentru diferite clase de procese unidimensionale de nivelare și de planificare, ca, de exemplu : probleme de inventar, de depozitare, de planificare a unei linii tehnologice etc.

Capitolul IV — ,,Metode de cercetare optimală" este consacrat studiului problemelor de programare dinamică ce apar în cursul determinării soluției la mașina de calcul a problemelor de programare dinamică. Acest capitol prezintă o introducere în acest domeniu de probleme deosebit de grele și atractive, cum ar fi de exemplu problema monedei false, proporția de aur etc.

În capitolul V — ,,Programarea dinamică și calculul variațiilor" se arată cum poate fi folosită teoria programării dinamice pentru a obține o tratare foarte simplă a teoriei problemelor variaționale, care conțin funcții de o variabilă independență. Principiul optimizării ne dă o ecuație cu derivate parțiale neliniară, din care se pot obține imediat toate rezultatele clasice.

În capitolul VI — ,,Traiectorii optime" sînt tratate cele mai interesante aplicații curente ale programării dinamice, determinarea traiectoriilor optime cum ar fi : o problemă de determinarea itinerariului, problema rachetelor cu mai multe trepte, problema determinării optime a treptelor și altele. La toate aceste probleme specifice se dau soluțiile lor numerice.

În capitolul VII — ,,Procese de producție în mai mulți pași, utilizînd complexe industriale", se face o incursiune în domeniul economiei matematice. Folosind un model tip intrare-ieșire, devenit celebru prin lucrarea lui Leontiev, se tratează optimizarea la un complex de industrii interdependente.

În capitolele VIII și IX — ,,Procese de comandă cu legătură inversă" și respectiv *,,Rezultate de calcul pentru procese de comandă cu legătură inversă"* se discută diferite aspecte ale înfloritoarei teorii a proceselor de control. Capitolul VIII este consacrat formulării diferitelor tipuri de procese deterministe, stochastice și adaptive, iar cap. IX este consacrat unor rezultate în probleme de calcul la mașină, urmînd lucrarea lui Masanao Aoki. Ca exemple de probleme discutate în aceste capitole cităm : oprirea unui reactor atomic ; în ce constă o strategie optimă ? ; jocuri împotriva naturii ; variația stochastică ș.a.

Capitolul X — ,,Ecuații liniare și funcții criteriu pătratice" este o succintă introducere într-un studiu foarte interesant privind procesele de optimizare cu ecuații liniare și criteriu pătratice, la baza căruia stă lucrarea lui R. Howard. Se discută apoi procesele de decizie de tip Markov și se dau un număr însemnat de aplicații.

Capitolul XI — ,,Procese de decizie de tip Markov" este consacrat unor rezultate preliminare în legătură cu precizia și stabilitatea metodelor programării dinamice.

În capitolul XII și ultim — ,,Analiza numerică" se discută unele chestiuni care sînt comune tuturor problemelor care se studiază în toate celelalte capitole, cum sînt chestiunile referitoare la precizie, reducerea timpului de calcul și reducerea numărului dimensiunilor.

În completare, la sfîrșitul lucrării, se găsesc cinci anexe ce cuprind o serie de rezultate mai amănunțite și de dată recentă datorite d-lor O. Gross, M. Freimer și W. Karush în colaborare cu autorii volumului, precum și o descriere a calculatorului electronic folosit în cursul cercetărilor, denumit RAND Johnniac.

Fiecare capitol al lucrării este însoțit de comentarii și de o bogată bibliografie judicios sistematizată.

Lucrarea este temeinic elaborată și bogat ilustrată prin foarte multe diagrame și aplicații importante și atractive, ceea ce o face de un deosebit interes pentru specialiștii în probleme de programare dinamică.

Ing. V. Zbîrcea

1883

Expoziţia maşinilor de copiat-multiplicat RANK-XEROX

Între 15 şi 22 iunie a. c. au fost expuse în Bucureşti, în cadrul unei expoziţii particulare, noi maşini de copiat fabricate de societatea britanică Rank-Xerox.

Spre deosebire de maşinile expuse în cadrul celor două expoziţii care au avut loc în anii precedenţi în România, maşinile de copiat-multiplicat Rank-Xerox 720 şi 660 prezintă îmbunătăţiri substanţiale.

Astfel, modelul 720 este o maşină proiectată special pentru reproduceri în volum mare; ea dispune şi de un sortator care înlesneşte munca. Maşina poate copia fie acte separate, fie pagini de cărţi sau reviste. Originalul se plasează pe placa de sticlă, se reglează cadranul la numărul de copii dorit şi se apasă un buton. Copiile sînt clare şi curate în alb-negru, pe hîrtie obişnuită. Ele nu se estompează şi durează cît şi originalul. Randamentul este de 16 copii pe minut.

Modelul de birou 600 este simplu de manipulat şi scoate nouă copii pe minut. A fost de asemenea expusă maşina model 914 cu un randament de şapte copii pe minut.

Printre exponate s-a putut vedea şi maşina de copiat universală care măreşte pînă la 45,8 × 61 cm după orice fel de peliculă microfilm-pachet, microfilm-bobină, microfişă etc. Copiile se fac pe hîrtie obişnuită.

Echipamentul Copyflo 2 A reproduce şi măreşte desene direct de pe original într-un ritm de 6,1 m pe minut, pe un sul de hîrtie obişnuită. Echipamentului prezentat i s-au adus recent îmbunătăţiri în vederea copierii randamentului calculatoarelor electronice.

Un ultim echipament prezentat este 1385 Master Maker care pregăteşte matriţe pentru reproducerea în număr redus de copii litografice ofset. El poate fi folosit şi la mărirea originalelor pînă la 33 × 21,6 cm sau la reducerea lor.

DOCUMENTARE

TURN DE BETON UŞOR LA SYDNEY

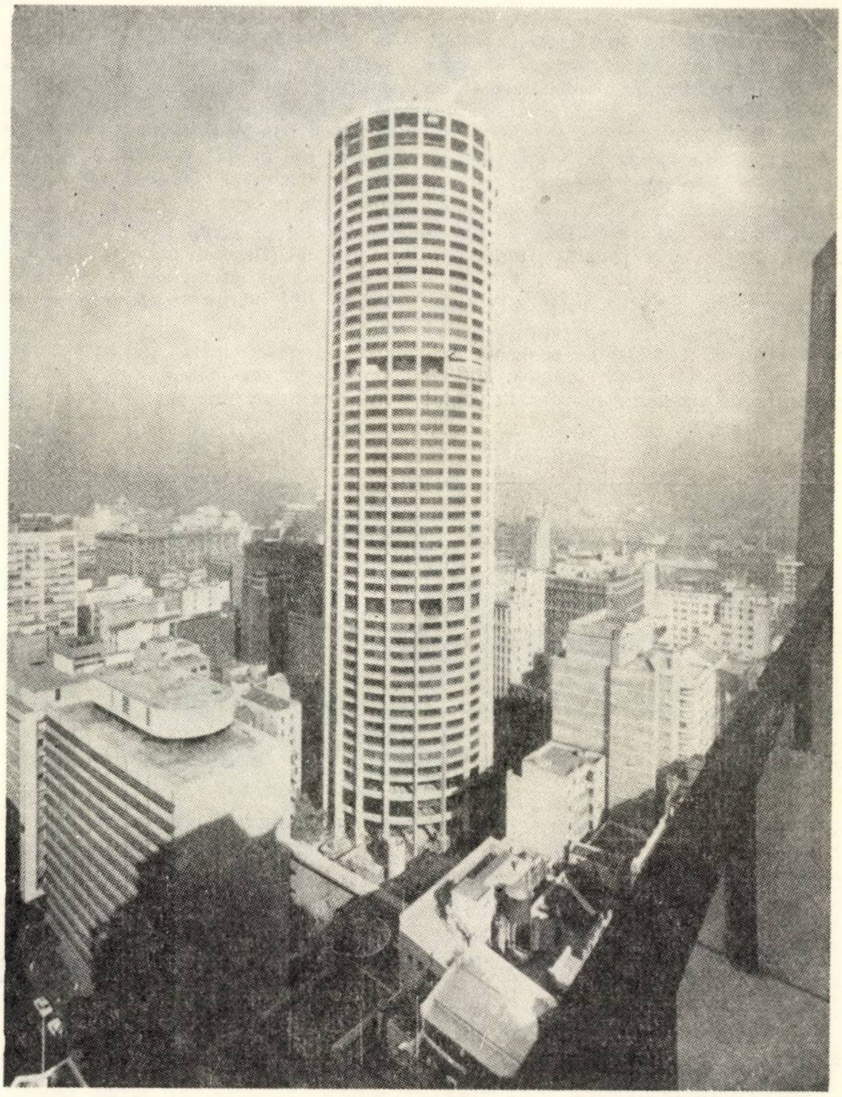
După construirea noii Opere, se ridică la Sydney cea mai înaltă clădire turn din Australia: 50 de etaje pe 180 m înălţime.

În afară de diversele instalaţii din turn şi din anexe (loc de parcare pentru 400 de vehicule, centru comercial, săli de teatru şi de conferinţe, 37 de etaje pentru birouri şi terase pentru observaţii, restaurant panoramic pivotant care efectuează o rotaţie completă într-o oră) această construcţie prezintă particularităţi tehnice deosebite.

Forma circulară a planului a fost adoptată după încercări pe modele în suflerie. Acesteia îi corespunde o presiune a vîntului mult mai mică decît în cazul turnurilor de secţiune pătrată sau rectangulară. Această dispoziţie a permis adoptarea unui sistem constructiv original.

Structura este compusă dintr-un corp central turnat în cofraj glisant, conţinînd 19 ascensoare dispuse în formă de petale în jurul centrului. Planşeele sprijină pe corpul central şi pe 20 de stîlpi, care la exteriorul turnului subliniază aspectul de zvelteţe; stîlpii, ca şi grinzile de legătură, sînt turnaţi în cofraje pierdute din beton acoperit cu cuarţ alb. Totuşi, punctul cel mai original al ansamblului este folosirea masivă a betonului cu agregat uşor (şist expandat) începînd de la al nouălea etaj. Dacă sub nivel s-au utilizat 6 150 m^3 de beton obişnuit, deasupra lui s-a folosit o cantitate de circa 23 700 m^3 de beton uşor. Acest sistem a permis obţinerea unei micşorări considerabile a greutăţii, şi ca urmare economii substanţiale, precum şi o bună izolaţie termică, ce tinde să reducă mişcările structurii datorite dilatării ansamblului. Mai sînt de remarcat plafoanele etajelor 6 şi 7 pentru care Pier Luigi Nervi, care a fost consilier pentru partea de beton, a realizat o compoziţie care pare să sintetizeze opera sa de constructor.

Bâtir, nr. 161, noiembrie 1967



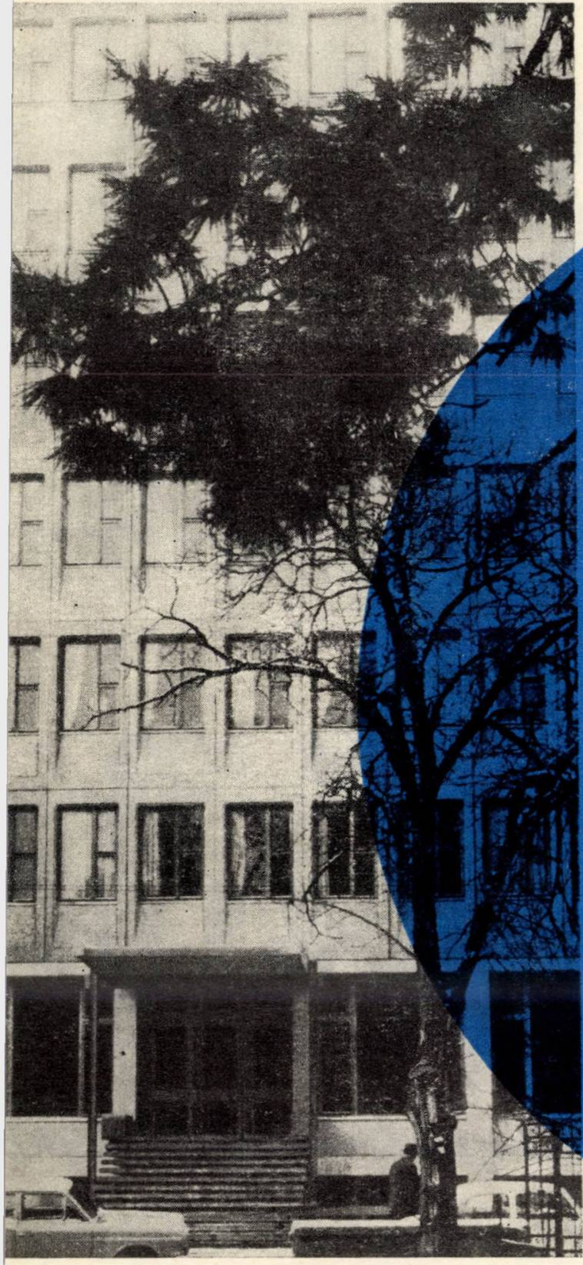
Clădirea turn din Sydney

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

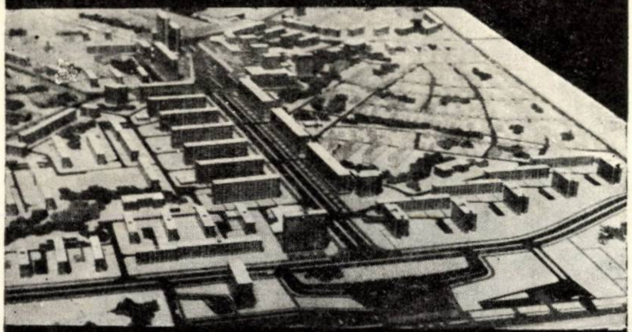
PCT

L'INSTITUT POUR L'ÉLABORATION DES PROJETS DE BÂTIMENTS TYPES

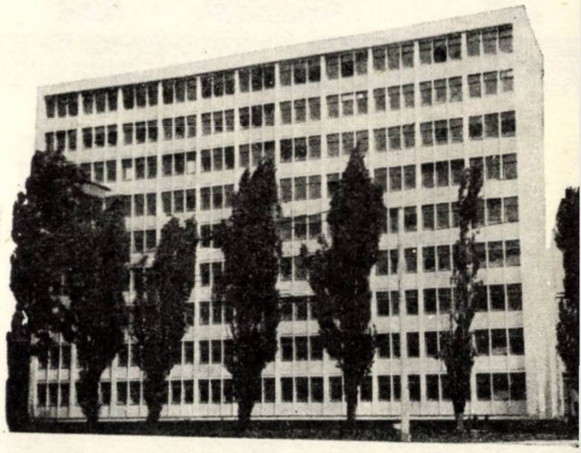
Bucarest 13 • 23, rue Dionisie Lupu • ROUMANIE



- Élabore des projets pour bâtiments à caractère de répétition dans le domaine:
  - des constructions industrielles (halls, réservoirs et châteaux d'eau, etc)
  - des habitations
  - des constructions sociales-culturelles.
- Collabore avec des instituts de spécialité à l'élaboration de la technologie de fabrication des éléments préfabriqués prévus dans les projets de l'IPCT



ELABOREAZĂ STUDII ȘI DOCUMENTAȚII TEHNICE PENTRU: construcții civile ● lucrări de interes turistic: hoteluri, cabane, teleferice, teleschiuri, campinguri, moteluri etc. ● rețele tehnico-edilitare și căi de comunicații ● studii topografice și geotehnice ● sistematizarea zonelor urbane



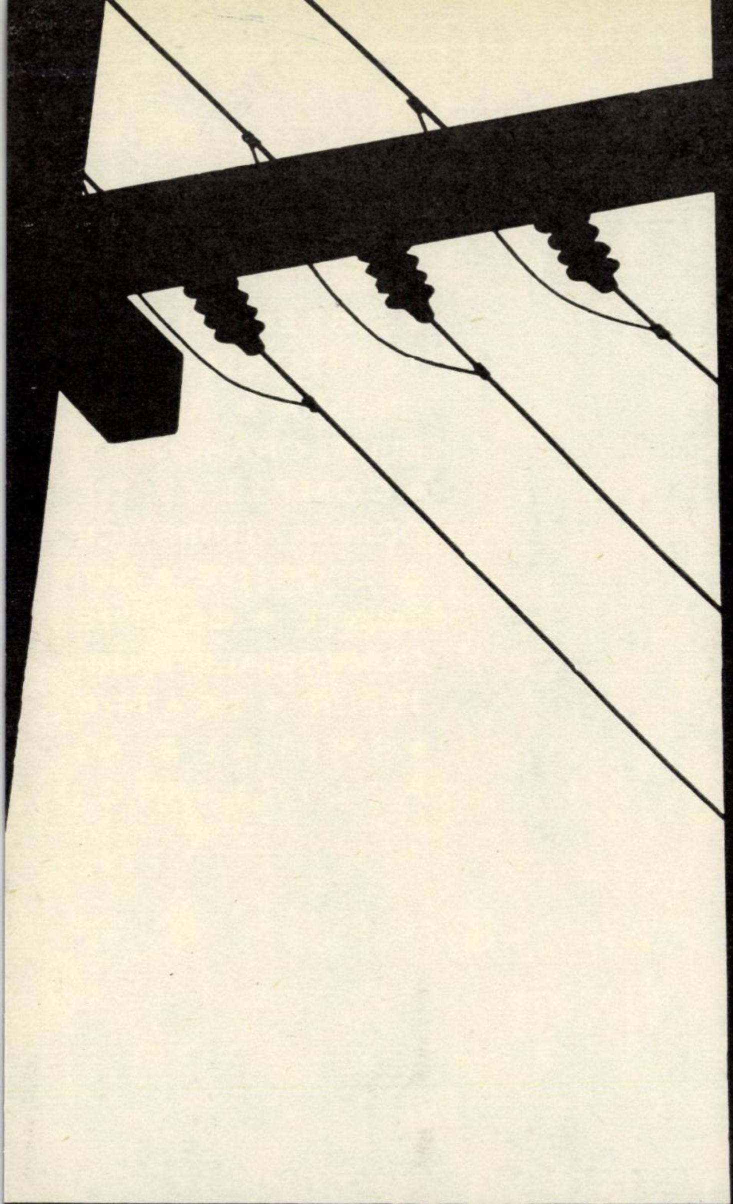
DIRECȚIA DE SISTEMATIZARE, ARHITECTURĂ ȘI PROIECTAREA CONSTRUCȚIILOR – BRAȘOV

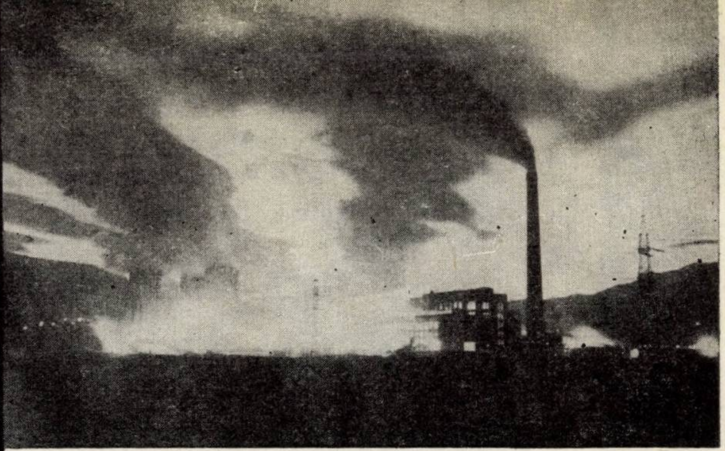
THE DEPARTMENT FOR PLANNING, ARCHITECTURE AND BUILDING DESIGN–BRAȘOV

CARRIES OUT RESEARCH AND DRAWS UP TECHNICAL DOCUMENTATIONS CONCERNING: civil engineering ● works of tourist's interest such as hotels, chalets, ropeways, teleskis, campings, motels, a.o. ● technical-municipal networks and lines of communication ● topographical and geotechnical surveys ● planning of urban areas

DSAPC
BRASOV

Brașov ○ Str. Karl Marx Nr. 23

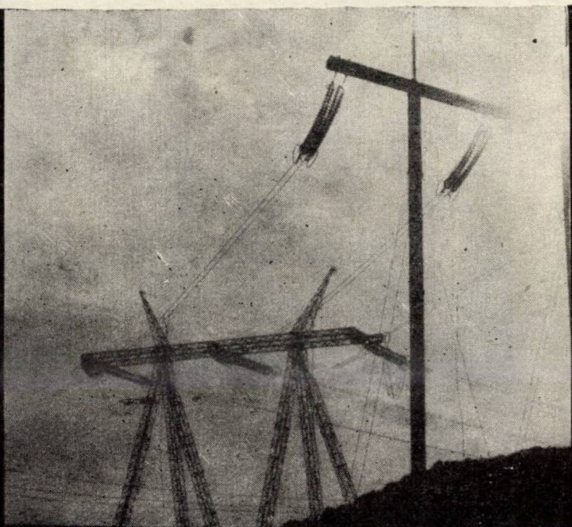




proiectează si elaborează studii pentru

- CENTRALE TERMOELECTRICE SI DE TERMOFICARE
- REȚELE DE TERMOFICARE URBANĂ ȘI INDUSTRIALĂ
- LINII DE ÎNALTĂ ȘI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE
- STAȚII ELECTRICE DE TRANSFORMARE
- SISTEME INTERCONECTATE
- ELECTRIFICĂRI URBANE ȘI RURALE
- ELECTRIFICĂRI DE PERSPECTIVĂ

acorda asistență tehnică la construcții-montaj și punere in funcțiune



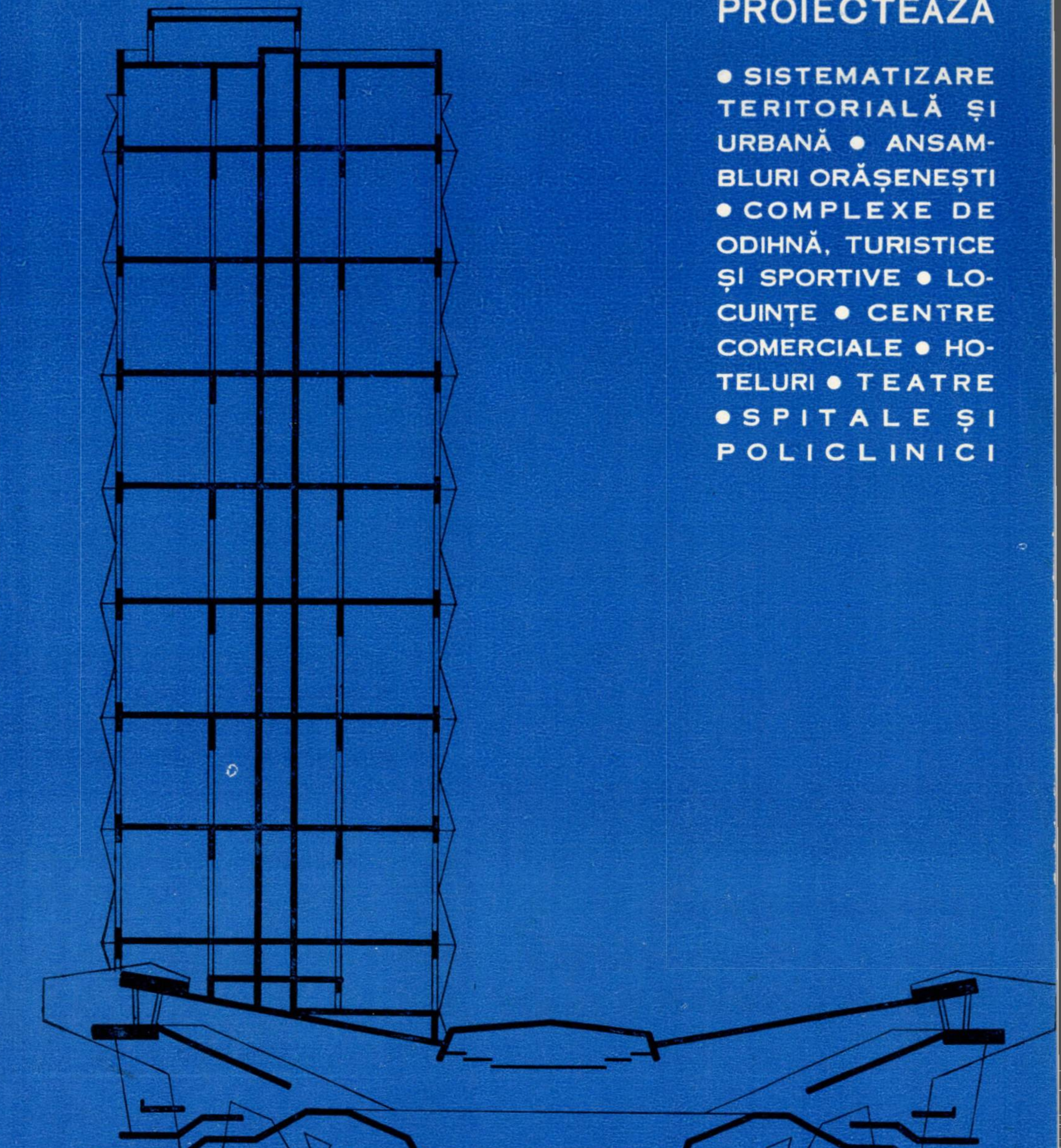
designing and drawing up studies for

- THERMAL – POWER PLANTS AND COMBINED HEAT–AND–POWER PLANTS
- DISTANCE HEATING–NETWORKS FOR CITIES AND INDUSTRIES
- HIGH AND EXTRA HIGH–VOLTAGE LINES
- TRANSFORMER SUBSTATIONS
- INTERCONNECTED NETWORKS
- URBAN AND RURAL ELECTRIFICATION
- POWER–SYSTEM PLANNING

engeneering for construction erection and commissioning

ISPE

INSTITUTUL DE STUDII SI
PROIECTARI ENERGETICE
BUL. REPUBLICII 29 - BUCURESTI



INSTITUTUL DE STUDII ȘI PROIECTĂRI PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

PROIECTEAZĂ

● SISTEMATIZARE TERITORIALĂ ȘI URBANĂ ● ANSAMBLURI ORĂȘENEȘTI ● COMPLEXE DE ODIHNĂ, TURISTICE ȘI SPORTIVE ● LOCUINȚE ● CENTRE COMERCIALE ● HOTELURI ● TEATRE ● SPITALE ȘI POLICLINICI

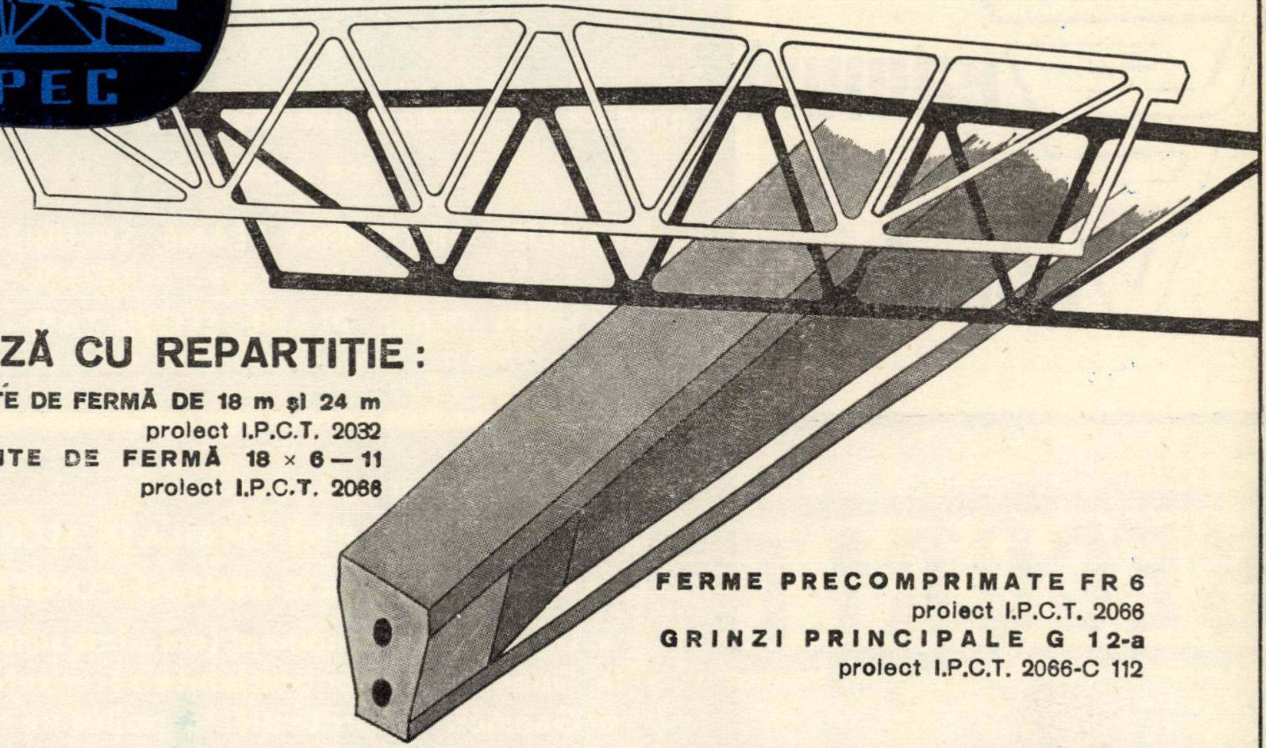
ISCAS

BUCUREȘTI 13 ● STRADA SNAGOV NR. 53—55 ● TELEFON: 11.78.40

ÎNTREPRINDEREA DE PREFABRICATE
ŞI ELEMENTE DE CONSTRUCŢII-BRAŞOV

Str. Carpaţilor nr. 93 ● Telefon: 2.25.65

IPEC



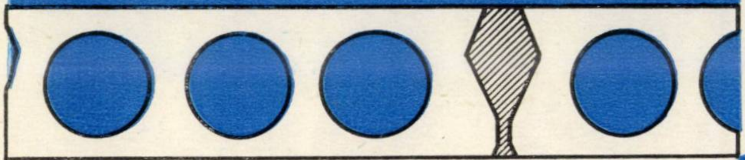
LIVREAZĂ CU REPARTIŢIE:

ELEMENTE DE FERMĂ DE 18 m şi 24 m
proiect I.P.C.T. 2032
ELEMENTE DE FERMĂ 18 × 6 — 11
proiect I.P.C.T. 2066

FERME PRECOMPRIMATE FR 6
proiect I.P.C.T. 2066
GRINZI PRINCIPALE G 12-a
proiect I.P.C.T. 2066-C 112

- PANE DE ACOPERIŞ DIN BETON ARMAT
proiect I.P.C.T. 2025 şi 2066-C 110 b
- CHESOANE DE ACOPERIŞ DIN BETON ARMAT
proiect I.P.C.T. 2063 şi 2066
- FÎŞII ÎNGUSTE CU GOLURI ROTUNDE
catalog I.S.C.A.S. 753-60
- STÎLPI ELECTRICI PRECOMPRIMAŢI SE 9; SE 10; SE 11
proiect I.P.C.T. 831-III-a
- PANOURI MARI PENTRU CLĂDIRI DE LOCUIT P + 4
proiect I.P.C.T. seria 1013

CHESON 3,00 X 1,00
CHESON 3,00 X 1,50
CHESON 6,00 X 3,00



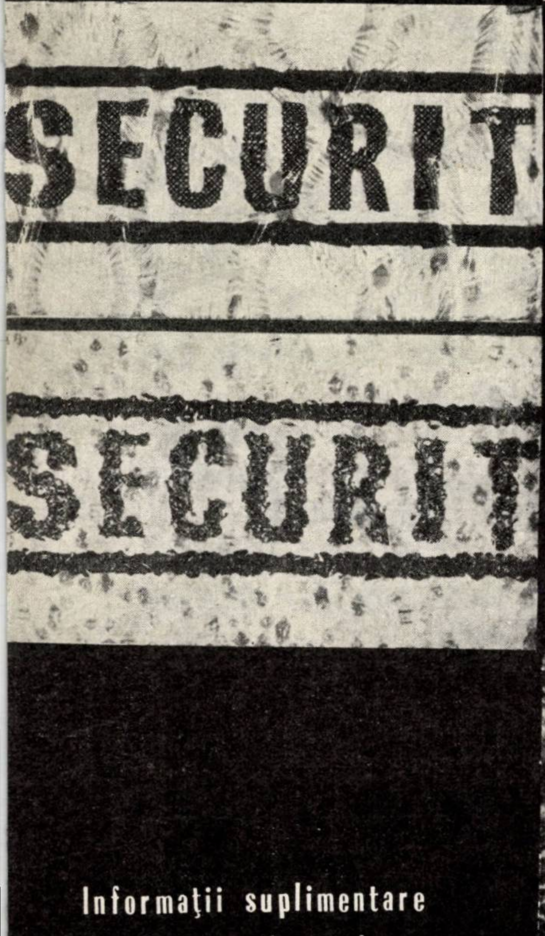
RĂSADNIŢE INDIVIDUALE CU ÎNCĂLZIRE BIOLOGICĂ
proiect I.S.P.A. 7212/1

SPALIERI DE 2,4 m DIN BETON ARMAT
proiect I.P.C.T. 991/III R

FABRICA de
Geamuri
Scăeni

produce şi livrează pe bază de comandă fermă fără repartiţie:

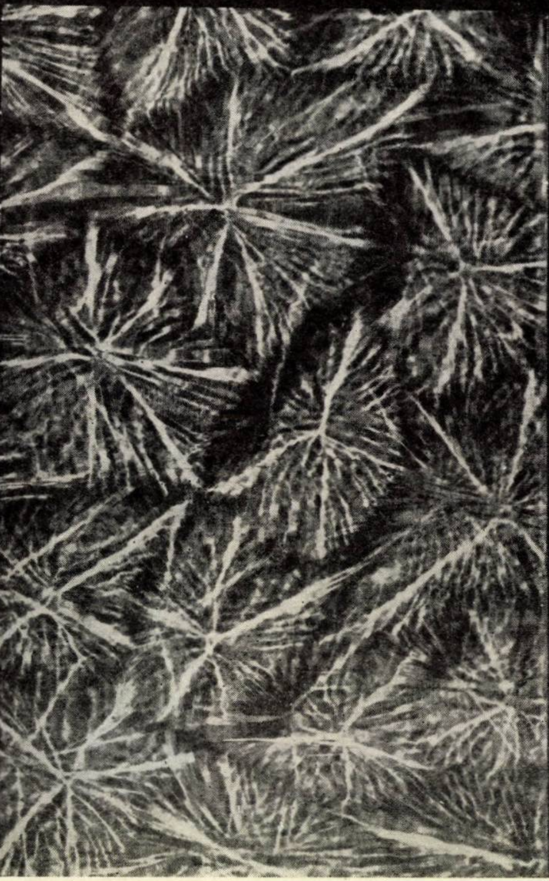
- GEAMURI ORNAMENT PLANE, SECURIZATE
  150 x 1 200 — 200 x 2 200 mm/4 — 12 mm
- GEAMURI TRASE, PLANE, SECURIZATE
  100 x 1 000 — 100 x 1600 mm/5—6 mm

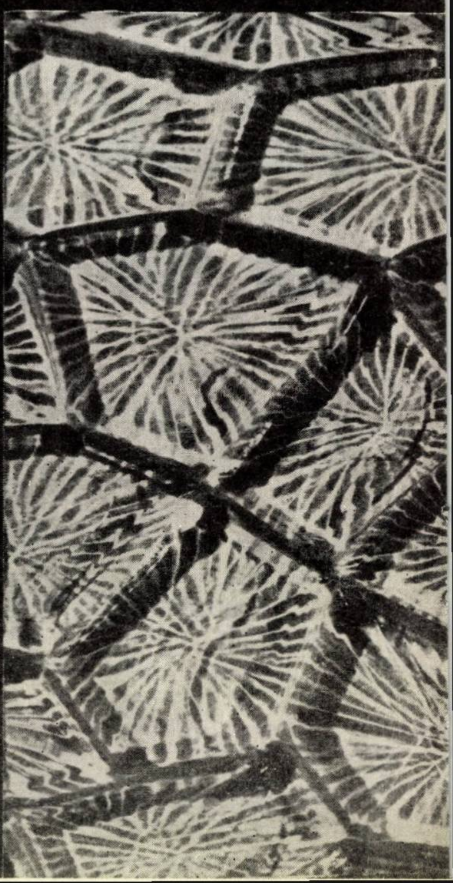


va produce în curînd:

- GEAMURI ORNAMENT EMAILATE, SECURIZATE
- GEAMURI SECURIZATE PENTRU CONSTRUCŢII:
  - Uşi din geam ornament (emailate şi neemailate)
  - Geamuri termoabsorbante securizate
  - Geamuri de protecţie la polizoare
- MOBILIER DIN STICLĂ SECURIZATĂ

Informaţii suplimentare
se pot obţine la
SERVICIUL TEHNIC
FABRICA DE GEAMURI
SCĂENI
Judeţul Prahova
Telefoane: 11832.33.34.35.36





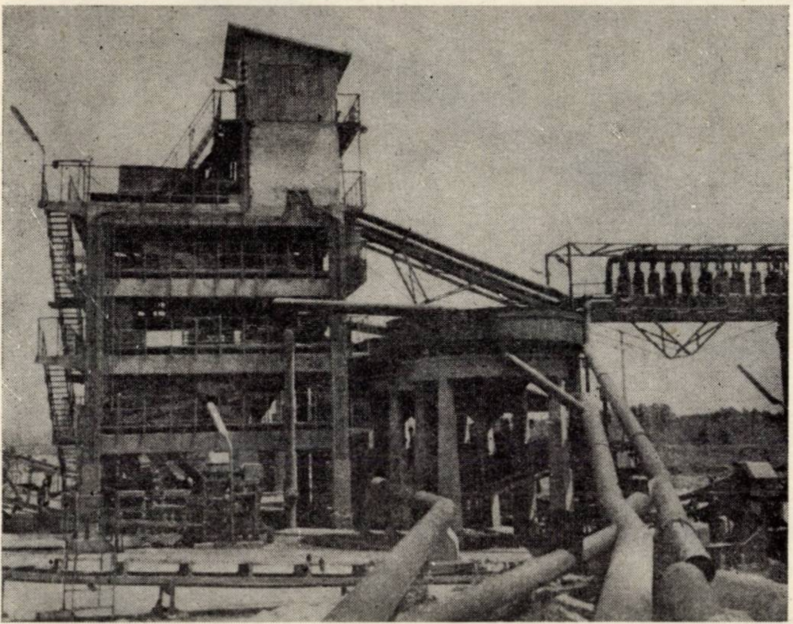
Întreprinderea de prefabricate și agregate pentru construcții

Produce:

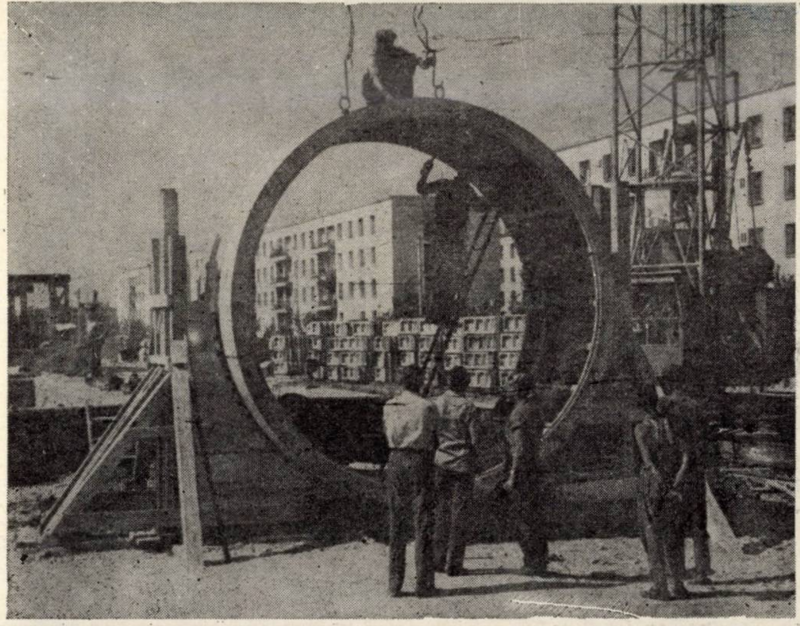
Agregate grele — sortate — pentru betoane și mortare.

Prefabricate de beton simplu și armat: bolțari scut mecanic, panouri de fațadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuințe și tip industrial.

Betoane și mortare pentru orașul București.



BUCUREȘTI
Str. Pictor N. Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368



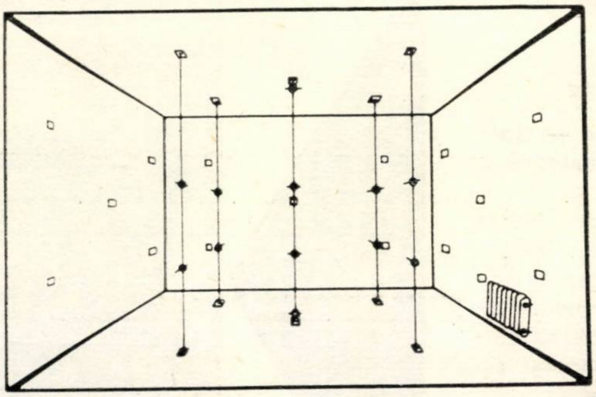
incerc

Institutul de Cercetări în Construcţii şi Economia Construcţiilor

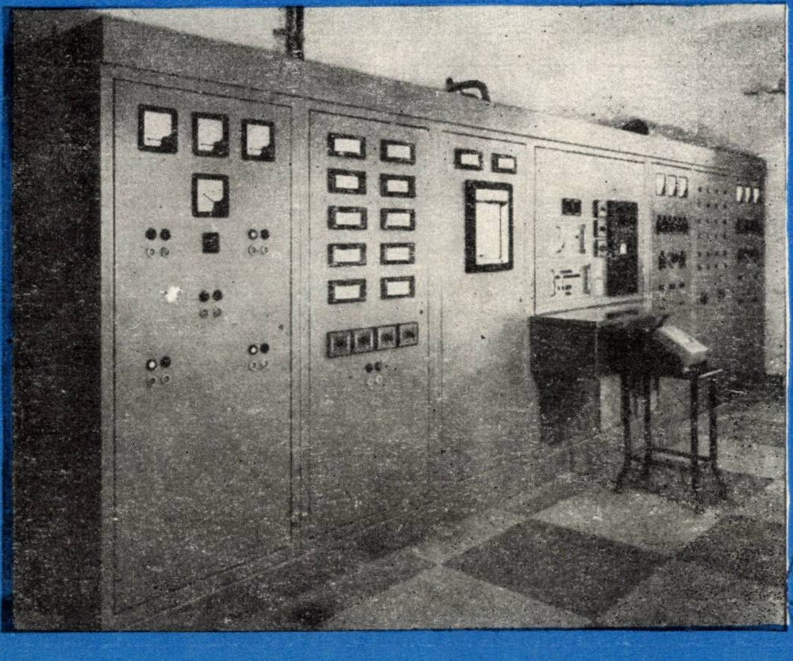
Secţia Instalaţii

Determinarea de caracteristici termice la corpuri statice de încălzire în celula termică INCERC. Puterea termică a corpurilor de încălzire se determină cu precizia de ± 2% folosind o instalaţie special construită, echipată cu aparataj electronic automatizat.

Se asigură perfecta reproductibilitate a măsurătorilor şi se întoçmesc diagramele de catalog ale corpurilor de încălzire încercate.



BUCUREŞTI, ŞOS. PANTELIMON 266



Détermination des caractéristiques thermiques des corps de chauffe dans la cellule thermique INCERC.

L'émission thermique des corps de chauffe est déterminée avec une précision de ± 2% en utilisant une installation spécialement construite dotée d'un appareillage électronique automatisé.

On assure la parfaite reproduction des mesurages et on élabore les diagrammes de catalogue des corps de chauffe essayés.

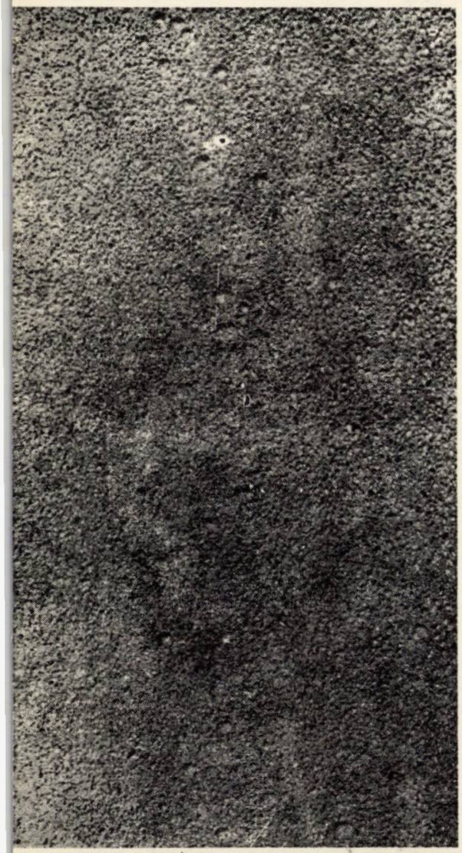
M. I. C. — DIRECŢIA GENERALĂ A PREFABRICATELOR

BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT

INTREPRINDEREA DE PREFABRICATE DIN
BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT

DOICEŞTI Judeţul Dîmboviţa — telefon 18

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ FE BAZĂ DE REPARTIŢIE:



– PLACI TERMOIZOLANTE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,5 t/m^3)

Dimensiuni :
498 × 240 × 63 mm
498 × 240 × 83 mm
498 × 240 × 100 mm
498 × 240 × 120 mm

– PANOURI MARI SLAB ARMATE DIN BETON CELULAR AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

Dimensiuni :
5890 × 1200 – 1360 × 240 mm

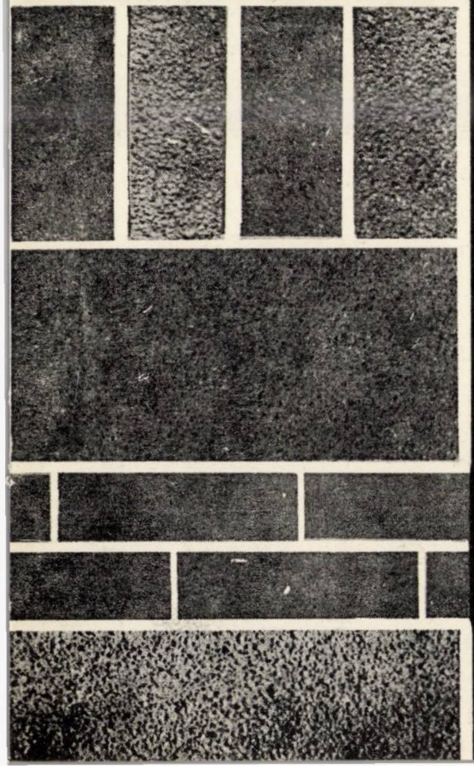
– BLOCURI MICI DE ZIDARIE DIN BETON AUTOCLAVIZAT (SORT 0,7 t/m^3)

Dimensiuni :
498 × 193 × 240 mm

La cerere se pot produce şi alte sortimente în baza acordului dintre furnizor şi beneficiar.

Datorită proprietăţilor sale remarcabile :
- greutate redusă
- prelucrare uşoară
- rezistenţă bună la compresiune
- rezistenţă la îngheţ-dezgheţ
- rezistenţă termică şi fonică foarte bună
- eficienţă economică

Betonul celular autoclavizat este folosit la executarea pereţilor exteriori şi interiori, portanţi şi neportanţi, la izolarea termică a panourilor de perete cu trei straturi, a teraselor şi acoperişurilor, a planşeelor ce separă spaţiile încălzite de cele reci, la clădirile de locuit, social-culturale, industriale şi agrozootehnice.



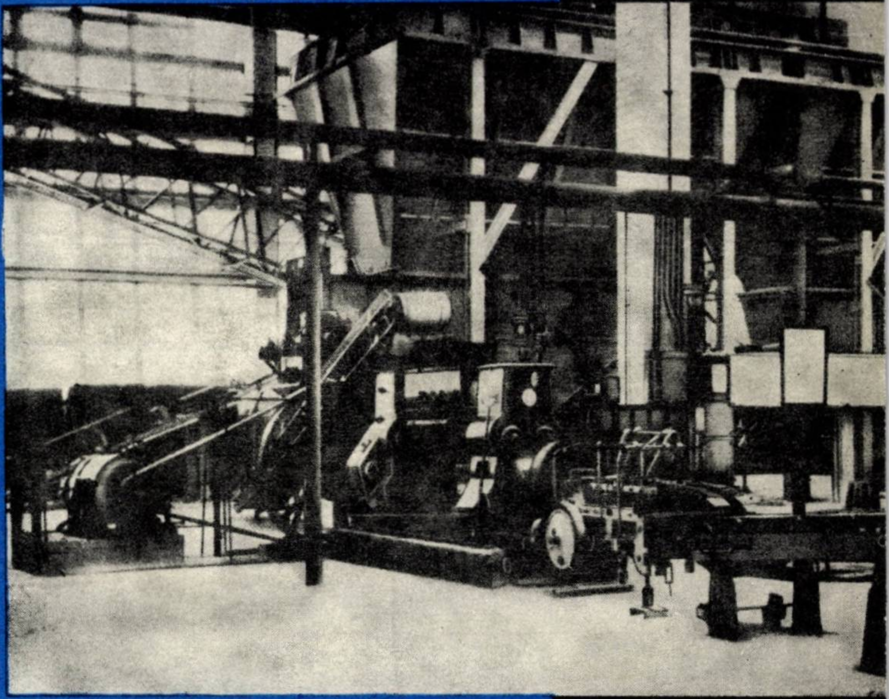
INDUSTRIALEXPORT
BUCHAREST
ROMANIA

FOREIGN TRADE STATE ENTERPRISE

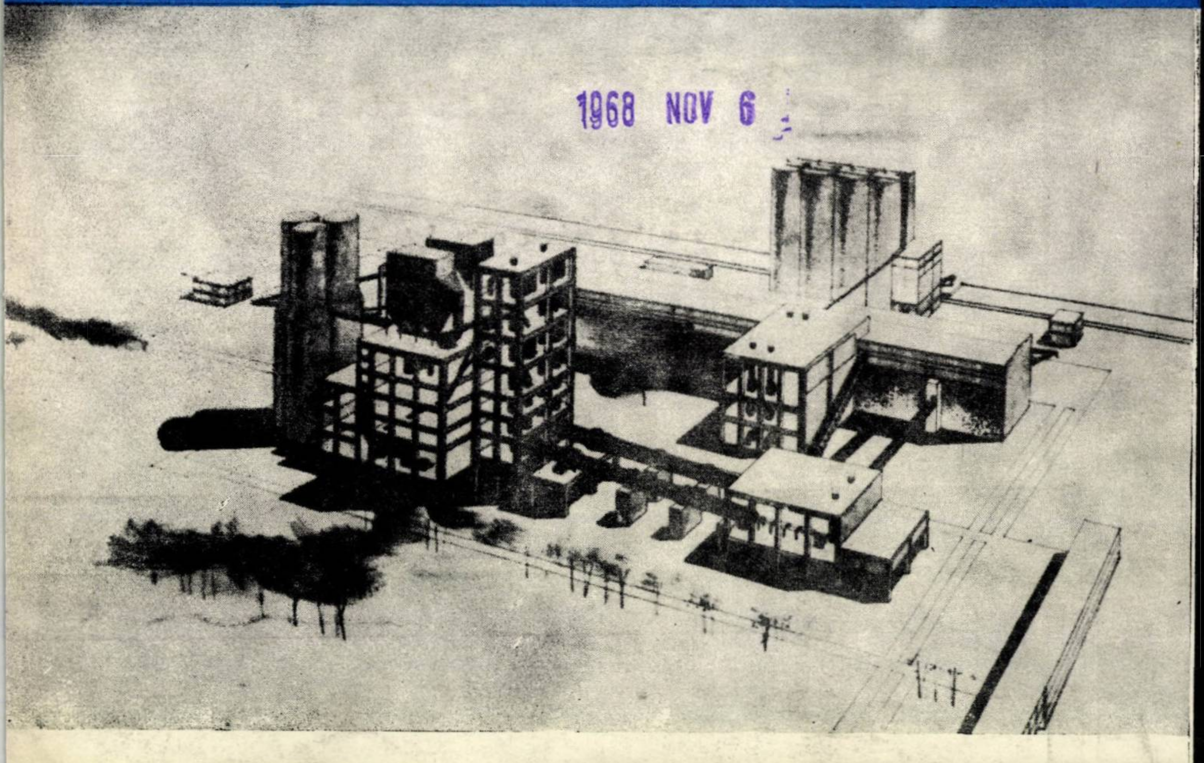
supplies

- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a.s.o.), expanded clay factories.

- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a.s.o.).



For further information and offers apply to
I.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT, 2, Gabriel Péri St., Bucharest ROMANIA
Telephone: 116 ★ Telex: 214 ★ Cables: INDEXPORT



1968 NOV 6

E 1688

1968 8

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

8

1968

VOLUMUL 20, Nr. 8
AUGUST 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateiescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

N. POSEA, IOANA RUIU, VERONICA TETELBAUM:

Calculul eforturilor de dimensionare în cadrele plane static nedeterminate de formă oarecare 393

V. PETCU :

Proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic 401

M. WEISSENBERG :

Unele consideraţii privind calculul elementelor de beton armat la acţiunea forţei tăietoare 406

V. DIANU, M. ISTRATE, GH. MOMANU :

Scări ortopoligonale 412

GH. CHIRIŢĂ :

Aspecte în legătură cu introducerea unor noi sisteme de instalaţii electrice pentru clădirile de locuit 418

A. MIHUL, D. VĂTĂMAN, A. CUCIUREANU :

Cercetări asupra betonului torcretat 422

C. BILCESCU :

Consumul specific de combustibil al cuptoarelor verticale de var obişnuite (în contracurent) încălzite cu gaz metan 427

PARASCHIVA VELICA :

Acţiunea agresivă a unor esteri asupra betoanelor 430

NOTE

DOCUMENTARE

CRONICĂ

RECENZII

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector I, telefon : Redacţia şi Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor ,,Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii“ şi ,,Arhitectura“
Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

SUMMARY

N. POSEA, IOANA RUIU, VERONICA TETELBAUM : Computation of theoretical stress patterns in randomshaped statically indeterminate plane frames

The article deals with a program for the computation of frameworks on an Eliott 4120 computer when utilizing as algorithm the general displacements method.

A carefully elected algorithm enabled the authors to work out an adequate, widely applicable, program whose initial data are easily computed by both the designer and the computer operator.

The way this program was worked out makes possible an easy adjustment of the initial data as well as the computation of the stress pattern for various rigidities of a bar; the results are obtained in a simple form, provided with any required checks, which proves the accuracy of the computation.

V. PETCU : Computation of reinforced concrete continuous beams, frames and slabs in the plastic range. Part IV – Slabs

The article comprises suggestions for the computation of rectangular reinforced concrete continuous slabs. Ît refers to one-or two-way reinforced slabs on which one or several loading diagrams are imposed. Two numerical examples illustrate the application of the recommendations. Finally are given the conclusions to that series of four articles.

M. WEISSENBERG : Reflections on the computation of reinforced concrete elements under shearing stress

The article exposes the results of a first stage of theoretical and experimental researches carried out by ÎNCERC. Preliminary suggestions are made for improving the equations required, with particular reference to the computation of the shearing force which can safely stress the compressed concrete cross-sectional area. The results obtained when utilizing the equations are considerably closer to the experimental data than the results obtained when applying the prescriptions now in force either in this country or abroad.

V. DIANU, M. ISTRATE, GH. MOMANU : Orthopolygonal staircases

The authors systematically present the computation methods applied to orthopolygonal staircases by reducing the forces of each step and analyzing statically the structure either by the stress or by the strain method.

Further a photoelastic analysis method is presented as well as various reinforcement layout alternatives.

The article concludes with an illustrative numerical example.

GH. CHIRIȚĂ : Some aspects of the introduction of new systems of electric installations in blocks of flats

The author points out several aspects of the development of electric installations in blocks of flats built in Romania and shows the prospects of introducing new systems capable of promoting the industrialized realization of such installations.

A. MIHUL, D. VATAMAN, A. CUCIUREANU : Investigations in gunited concrete

The authors explain the research work carried out for assessing the co-operation between the support layer and the gunited concrete applied by the Lancy method on a series of experimental elements; they also investigate the practical application of the procedure to the strengthening of several cracked shed-roofs of a building belonging to the light industry branch. The influence of the batch, the guniting distance, the jet angle, the support layer slope and the degree of carbonation on the adhesion between the two layers, the strength of the fresh concrete and, in general, the co-operation between the two concrete are determined.

C. BILCESCU ; Fuel specific consumption of ordinary vertical (counter flow operated) lime ovens burning methan gas.

The work presented is a theoretical study of thermal processes developed in counterflow operated verical lime ovens heated through methan gas.

After an analysis of the thermal process according the Q – T diagram, the author studies the effect borne by the coefficient of the air in excess and by the differential temperature between gases and the material, on the specific fuel consumption, with due consideration given to the combustion temperature.

The multiplying factor for the heat losses which take place in the main thermal system in the case of lime ovens burning methan gas is also outlined.

P. VELICA : Concrete corrosion due to some esters

The article describes the laboratory tests carried out for assessing the destructive influence of the di-iso-octylic esters of adipinic and sebacic acids.

The authoress points out that the destruction of the concrete is due o expansion, this destructive influence depending equally on the nature of he cement. The final part comprises a series of suggestions in relation with he measures to be taken for improving the ability of a concrete to withstand uch destructive influences.

SOMMAIRE

N. POSEA, IOANA RUIU, VERONICA TETELBAUM : Calcul dimensionnel des efforts qui se développent dans les cadres plans, statiquement non-déterminés, de forme quelconque

Les auteurs présentent un programme pour le calcul des cadres au moyen de la calculatrice Eliott 4120, en employant comme algorithme la méthode générale des déplacements.

Le choix judicieux de l'algorithme de calcul a permis d'élaborer un programme satisfaisant, à application générale, dont les données d'entrée sont facilement construites tant par le dessinateur d'étude que par le technicien opérateur de la calculatrice.

La manière dont le programme a été dressé permet de corriger facilement les données primitives, de déterminer les efforts pour plusieurs rigidités de barres et d'obtenir les résultats sous une forme simple mais sans omettre aucune des vérifications nécessaires pour mortrer l'exactitude du calcul.

V. PETCO : Etude de conception des poutres continues, des cadres et des plaques en béton armé, dans la région de plasticité. IV. Plaques

L'auteur fait des recommandations pour le calcul des plaques continues en béton armé, de forme rectangulaire. Il considère les plaques armée sur une ou sur deux directions, à un ou à plusieurs schémas de sollicitation. Deux example de calcul servent à illustrer le mode d'application des recommandations. En conclusion, l'auteur présente les conclusions tirées de ce cycle de quatre articles.

M. WEISSEMBERG : Quelques considérations sur le calcul des éléments en béton armé soumis à l'action des forces coupantes

L'auteur présente les résultats d'une première étape des recherches théoriques et expérimentales entreprises à l'ÎNCERC. Il avance quelques propositions préliminaires visant à l'amélioration des relations employées au calcul, particulièrement en ce qui concerne la force coupante supportée par le béton dans la zone comprimée (relation 5−5'). Les résultats obtenus au moyen des relation de calcul proposées sont beacoup plus proches des données expérimentales que ceux obtenus en suivant les diverses prescriptions en vigueur, tant en Roumanie qu'à l'étranger.

V. DIANU, M. ISTRATE GH. MOMANU : Escaliers orthopolygonaux

Les auteurs systématisent les méthodes de calcul appliquées aux escaliers orthopolygonaux, en réduisant les forces sur chaque marche, l'analyse du point de vue statique, étant effectuée par la méthode des efforts et des déformations.
Ils présentent ensuite une analyse photoélastique ainsi que différentes variantes possibles pour réaliser les armatures.
En conclusion, ils donnent un exemple de calcul.

GH. CHIRIȚĂ : Quelques aspects de l'introduction de nouveaux systèmes d'installations éléctriques pour logements

L'auteur présente quelques aspects concernant l'évolution des systèmes d'installations électriques afférentes aux logements de Roumanie, ainsi que la possibilité d'introduire dans le futur des systèmes permettant l'exécution industrielle des installations en question.

A. MIHUL, D. VATAMAN, A. CUCIUREANU : Recherches sur le béton torcrété

Les auteurs présentent les études entreprises sur la coopération entre le béton-support et le béton appliqué par projection (selon la méthode de Lancy) sur une suite d'éléments servant comme échantillons, ainsi que l'application en pratique du procédé, à la consolidation d'un nombre de sheds fissurés, faisant partie d'une construction appartenant à l'industrie légère. Ils établissent l'effet des dosages, de la distance de projection, de l'angle de foulage, de l'inclinaison de la surface de support et du degré de carbonatation sur la valeur de la résistance de l'adhérence entre les deux bétons, sur la résistance du béton dernièrement appliqué et, en général, sur la coopération entre les deux bétons.

B. BILCESCO ; Consommation spécifique de combustible des fours verticaux ordinaires á chaux (á contre-courant), chauffés au méthane.

L'auteur présente une étude théorique du processus thermique qui a lieu dans les fours verticaux à chaux fonctionnant à contrecourant et chauffés au méthane.

Après une analyse du processus thermique selon le diagramme Q−t, l'étude considère l'influence du coefficient de l'excès d'air et de la différence de température entre les gaz et le matériau aux frontières qui séparent le système thermique principal du système secondaire sur la consommation spécifique d combustible, compte tenu de la température de combustion.

On considère également le facteur de multiplication des pertes de chaleur dan le système thermique principal, dans le cas des fours à chaux chauffés au méthane.

P. VELICA : L'action agressive exercée par certains esters sur les bétons

L'auteur présente les résultats des recherches entreprises en laboratoi afin de déterminer l'action agressive des esters di-iso-octyliques des acides adip que et sébacique.

L'auteur signale que la destruction du béton se fait par expansi et que l'action destructive dépend également de la nature du ciment. Da la partie finale, elle recommande quelques mesures que l'on peut prendre po améliorer la résistance du béton envers telles action destructives.

INHALT

N. POSEA, IOANA RUIU, VERONICA TETELBAUM: Bestimmung der Bemessungsschnittkräftk bei ebenen statisch unbestimmten Rahmentragwerken beliebiger Form

Im Artikel wird vorgeführt ein Programm für die Berechnung von Rahmentragwerken am Eliott 4120 Rechner unter Anwendung des allgemeinen Verschiebungsverfahrens als Algorithmus.

Durch eine zweckmässige Wahl des Algorithmus wurde möglich das Aufstellen eines entsprechenden allgemein gültigen Programms für welchen die Ausgangsdaten leicht vom Entwurfsingenieur oder vom Rechner selbst bestimmt werden können.

Das ausgesonnene Programm ermöglicht eine leichte Berichtigung der Ausgangsdaten, Bestimmung der Schnittkräfte für verschiedene Steifigkeitswerte der Stäbe und liefert schliesslich die Endresultate in einer einfachen Form mit allen notwendigen Prüfungen versehen was auch die Richtigkeit des Rechenverfahrens beweist.

V. PETCU: Bemessung von Stahlbeton Durchlaufträgern, Rahmentragwerken und Platten im plastischen Bereich. Teil IV – Platten

Der Artikel enthält einige Hinweise für die Berechnung von rechteckigen Stahlbeton Durchlaufplatten. Es werden berücksichtigt in einer oder zwei Richtungen bewehrte Platten beansprucht durch ein oder mehreren Belastrungsschemas. Zwei Rechenbeispiele erläutern die Anwendung der Rechenvorschriften. Im Abschluss werden vorgeführt die Schlüsse die sich ergaben aus dieser Reihe von vier Artikeln.

M. WEISSENBERG: Einige Betrachtungen über die Berechnung von Stahlbetonteilen auf Scherung beansprucht

Es werden vorgeführt die Ergebnisse die erlangt wurden in einer ersten Stufe der theoretischen und experimentellen Untersuchungen im INCERC unternommen. Es werden Vorschläge gemacht für eine Vervollkommnung der Bemessungsgleichungen, insbesondere was die Scherkraft anbetrifft der die gedrückte Betonzone Widerstand leisten kann (Gleichung 5 – 5'). Die Ergebnisse der durchgeführten Rechnungen unter Anwendung der vorgeschlagenen Bemessungsformeln weisen Werte auf die wesentlich näher den Versuchswerten stehen als diejenigen die sich ergeben bei Anwendung verschiedener hierzulande oder im Auslande geltenden Bemessungsvorschriften.

V. DIANU, M. ISTRATE, GH. MOMANU: Orthopolygonale Treppen

Die Autoren fassen zusammen die Bemessungsverfahren für Orthopolygonale Treppen, reduzieren die Aussenkräfte für jede einzelne Stufe und untersuchen eingehend die Tragkonstruktion an Hand des Kräfte- und des Verschiebungsverfahrens.

Weiterhin wird vorgeführt eine photoelastische Untersuchung verschiedener möglicher Bewehrungsverfahren.

Im Abschluss kommtnoch ein Zahlenbeispiel

GH. CHIRIȚĂ: Einige Aspekte betreffend die Einführung von neuartigen Electroinstallationen im Wohnungsbau

Der Autor befasst sich mit einigen Aspekten betreffend die Fortentwicklung von Elektroinstallationen im Wohnungsbau hierzulande und hebt hervor die Aussichten für die Einführung verschiedener Systeme die eine industriemässige Durchführung dieser Arbeiten gewährleisten.

A. MIHUL, D. VATĂMAN, A. CUCIUREANU: Untersuchungen über Torkretbeton

Es werden vorgeführt die Untersuchungen die durchgeführt wurden in Zusammenhang mit der Zusammenarbeit zwischen Betonunterlage und Torkretschicht (nach dem Lancy Verfahren aufgebracht) für den Fall einiger Versuchsbauteile; ausserdem wird untersucht die Möglichkeit das Verfahren praktisch anzuwenden bei der Konsolidation eines gerissenen Shed-Daches das einem Gebäude aus der Leichtindustrie angehört. Es wird bestimmt der Einfluss der Zusammensetzung, der Schleuderentfernung, des Schleuderwinkels, der Neigung der Unterlage und der Koflensäureaufnahme auf die Haftungsfestigkeitswerte der beiden Betonschichten auf die Festigkeit des neuaufgebrachten Betons und, im allgemeinen, auf die Zusammenarbeit beider Betone.

C. BILCESCU; Spezifischer Brennstoffverbrauch von vertikalen gewöhnlichen (Gegenstrom) Kalkbrennöfen mit Grubengas geheizt

Der Beitrag ist eine theoretische Untersuchung der Brennprozesse in vertikalen Gegenstrom Kalkbrennöfen mit Grubengas geheizt.

Nach einer eingehenden Untersuchung der Brennprozesse an Hand des Q–T Diagrams studiert der Autor den Einfluss des Luftüberschusswertes und des Temperaturunterschieds zwischen Gas und Material an der Grenze zwischen dem Haupt- und dem sekundären Wärmesystem auf den spezifischen Brennstoffverbrauch unter Berücksichtigung der Brenntemperatur.

Ee wird ebenfalls hervorgehoben der Multiplikationswert der Wärmerluste im Hauptwärmesystemfür den Fall von mit Grubengas gespeisten Kalkbrennöfen.

P. VELICA: Aggressivität einiger Estere gegen Beton

Im Artikel werden vorgeführt die Ergebnisse einiger Laborversuche betreffend den zerstörenden Einfluss der Di-iso-oktilischen Estere von Adipin- und Fettsäure.

Die Verfasserin hebt hervor dass die Zerstörung der Betone durch Expansion geschieht und dass letztere auch durch die Zementsorte beeinflusst wird. Im Abschluss werden einige Massnahmen vorgeschlagen die abgezielt sind auf einen erhöhten Widerstand der Betone gegenüber derartige zerstörende Einflüsse.

СОДЕРЖАНИЕ

Н. ПОССЕА и ИОАНА РУЮ: Расчет усилий в статически неопределимых плоских рамах любой формы

В статье приводится программа расчета рам при помощи счетной машины Элиотт 4120, с использованием в качестве алгорифма общего метода перемещений.

Разумный выбор расчетного алгорифма позволил разработку соответствующей программы, самого широкого применения, исходные данные которой могут быть легко установлены как проектировщиком, так и техником оператором счетной машины.

При помощи составленной таким образом программы могут быть легко исправлены исходные данные, без труда определены напряжения в брусьях для ряда жесткостей и получены результаты в простейшей форме, со всеми необходимыми проверками, свидетельствующими о точности расчета.

В. ПЕТКУ: Проектирование железобетонных сплошных балок, рам и плит в пластической области. IУ. Плиты.

Статья содержит рекомендации по расчету железобетонных сплошных плит прямоугольной формы. Принимаются во внимание плиты, армированные в одном или в двух направлениях, с одной или несколькими схемами нагрузки. Два примера расчета иллюстрируют способ применения рекомендаций. В заключение представлены выводы, относящиеся к рассматриваемому циклу четарех статей.

М. ВЕЙССЕНБЕРГ: Красчету железобетонных конструкций на действие срезывающей силы

Отмечаются результаты первого этапа теоретических и экспериментальных исследований, проведенных в Научно-исследовательском институте по строительству и экономике строительства (ИНЧЕРК). Приводятся предварительные предложения по улучшению расчетных зависимостей, в частности, в отношении срезывающего усилия, воспринимаемого бетоном сжатой зоны (зависимость 5—5^1). Результаты расчетов, проведенных при помощи предложенных зависимостей, значительно более приближаются к экспериментальным тальным данным, чем результаты, получаемые на основе различных действующих предписаний, как отечественных, так и зарубежных.

В. ДИАНУ, М., ИСТРАТЕ, Г. МОМАНУ: Ортополигональные масштабы

Авторы систематизируют методы расчета, использованные для ортополигональных масштабов, ослабляя силы на каждой ступени и проводя анализ, со статической точки зрения, при помощи метода усилий и дерормаций.

Далее приводяится фотоупругий анализ и различные возможные варианты осуществления арматур.

В заключение, дается пример расчета.

Г. КИРИЦЭ: Некоторые аспекты в связи с внедрением новых систем электропроводки для жилых зданий

Автор приводит некоторые аспекты в связи с эволюцией систем электропроводки для жилых зданий в Румынии, а также в связи с перспективой внедрения систем, позволяющих выполнение указанной электропроводки методами современной промышленной техники.

А. МИХУЛ, Д. ВЭТЭМАН, А. КУЧУРЯНУ: Исследования, касающиеся торкретированного бетона

Представлены исследования, проведенные в связи с совместной работой основного бетона и бетона, уложенного торкретированием (по методу Ланси), на ряде экспериментальных конструкций, а также и применение метода на практике для упрочнения растрескавшихся шедов одного здания предприятия легкой промышленности. Устанавливается влиян иедозировок, расстояния торкретирования, угла падения, наклона несущей поверхности и степени карбонатации на величину прочности сцепления между обоими бетонами, на прочность вновь уложенного бетона и вообще на совместную работу этих бетонов.

К. БИЛЧЕСКУ: „Удельный расход топлива обычных вертикальных печей для обжига извести, обогреваемых метаном”

Статья является теоретическим исследованием теплового процесса, происходящего в вертикальных печах с противотоком обогреваемых метаном.

После анализа теплового процесса по графику Q—t, в статье исследуется влияние коэффициента избытка воздуха и разницы температур газа и материала — на пределе между главной и второстепенной тепловой системой — на удельный расход топлива, с учётом температуры обжига.

Однлвременно указывается на множитель увеличивающий потери тепла в главной системе печей для общига извести, обогреваемых метаном.

П. ВЕЛИКА: Агрессивное действие некоторых жирных эфиров на бетоны

В статье представлены результаты лабораторных испытанний, касающихся разрущающего действия диизооктиловых эфиров адипиновой и себациновой кислот.

Автор указывает на разрушение бетона, происходящее в силу расширения. Деструктивный эффект зависит и от природы цемента. В заключительной части рекомендуются некоторые меры, которые могут быть предприняты для улучшения сопротивления бетона подобным разрушающим действиям.

Calculul eforturilor de dimensionare în cadrele plane static nedeterminate de formă oarecare

Programarea metodei deplasărilor în codul mnemonic al calculatorului Eliott 4120, NAL(NEAT Assembly Language)

Conf. dr. ing. N. POSEA, ing. IOANA RUIU, mat. VERONICA TETELBAUM

În proiectarea structurilor de rezistență ale construcțiilor, determinarea eforturilor de dimensionare constituie o etapă dificilă, care, la structurile complexe, un mare volum de calcul. De aceea, pînă la apariția calculatoarelor cifrice, eforturile de dimensionare ale structurilor se determinau, de regulă, prin metode de aproximații succesive, însă pe scheme de calcul mult simplificate. În această situație, problema optimizării dimensiunilor elementelor de rezistență ale construcțiilor s-a pus timid și nu a putut fi rezolvată decît în cazuri extrem de simple.

Apariția calculatoarelor cifrice cu performanțe mari dă posibilitate proiectanților constructori să obțină eforturile de dimensionare ale structurilor în mod exact și rapid, ținînd seamă de modul real de conlucrare a elementelor și pe această bază de calcul, alegînd formele și dimensiunile optime, să realizeze construcții judicioase și economice.

În scopul folosirii largi a calculatoarelor cifrice în proiectarea construcțiilor, această lucrare prezintă un program general pentru calculul eforturilor de dimensionare în cadrele plane, multiplu static nedeterminate, prin utilizarea calculatorului electronic Eliott 4120. Programul urmărește algoritmul de calcul al metodei generale a deplasărilor și, față de programul similar întocmit pentru calculatorul CIFA 102 [2], conține mai multe îmbunătățiri: verificarea exactitații rezultatelor, prin echilibrarea momentelor la noduri și determinarea lucrurilor mecanice în gradele de libertate pentru fiecare ipoteză de încărcare; posibilitatea obținerii eforturilor în cazul schimbării rigidităților unor bare; calculul eforturilor la suprimarea sau adăugarea unor bare etc. În acest fel, proiectantul, prin analizarea mai multor variante, are posibilitatea alegerii dimensiunilor optime.

Programul are un caracter general, în sensul că poate fi aplicat la orice structură plană din bare drepte, necesită, relativ, puține date inițiale și un timp foarte scurt de funcționare a calculatorului Eliott 4120. Astfel, în cazul unei structuri de 25—30 necunoscute, calculul eforturilor pentru 10—15 ipoteze de încărcare durează în calculator două minute, după care, în circa șase minute, se extrag rezultatele.

1. ALGORITMUL DE CALCUL

Barele unei structuri (fig. 1 a) sînt legate între ele în puncte denumite noduri. Un nod este denumit elastic cînd cel puțin două bare legate între ele se rotesc cu același unghi (ex. 1, 2, 3, 4...15), și articulație cînd toate barele legate în el au rotiri relative diferite (ex. nodul 26, fig. 1 a). Capetele nerotibile ale barelor se numesc încastrări rigide (ex. capetele 24, 25, 27 din fig. 1 a).

În metoda generală a deplasărilor se aleg ca necunoscute rotirile nodurilor, în figura 1 b: $Z_1, Z_2 ..., Z_{15}$ și parametri care definesc rotirile barelor, în figura 1 c, c′, c″: $Z_{16}, Z_{17}, ..., Z_{23}$ (prin rotirea unei bare se înțelege rotirea dreptei care unește capetele ei).

Dacă se notează cu K numărul nodurilor elastice, cu L numărul parametrilor care definesc rotirile barelor, denumiți grade de libertate, numărul total de parametri (necunoscute), care determină în mod univoc deformata structurii, este $N = K + L$.

Momentele încovoietoare la capetele unei bare jh (fig. 2 a), cu semnele pozitive cînd rotesc orar nodurile (fig. 2 c), se calculează în funcție de sarcinile exterioare și deplasările Z_j, Z_h, $\theta_{jh, \alpha}$ cu expresia:

$$M_{jh} = \mathfrak{M}^0_{jh} + m_{jh,j}\, Z_j + m_{jh,h}\, Z_h + \sum_{\alpha} \cdot m_{jh,\alpha} Z_\alpha \tag{1}$$

în care:

$\mathfrak{M}^0_{jh}$ reprezintă momentul de încastrare perfectă în capătul j, al barei jh, produs de sarcinile exterioare; $m_{jh,j} = - \rho_{jh}$ — momentul în capătul j al barei jh, produs numai de deplasarea $Z_j = 1$; $m_{jh,h} = - \gamma_{hj}, \rho_{hj}$, momentul în j al barei jh, produs numai de deplasarea $Z_h = 1$; $m_{jh,\alpha} = \rho_{jh} (1 + \gamma_{jh})\, \theta_{jh,\alpha}$, momentul în capătul j al barei jh, produs numai de gradul de libertate $Z_\alpha = 1$; $\theta_{jh,\alpha}$, rotirea barei jh, cînd $Z_\alpha = 1$;

Fig. 1 a

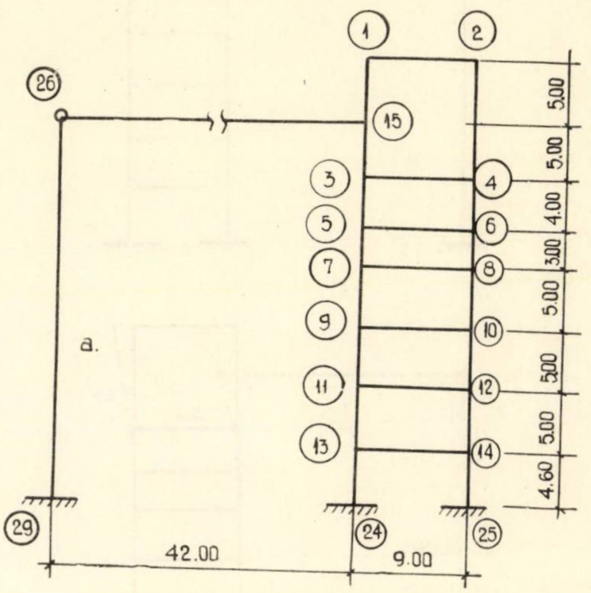
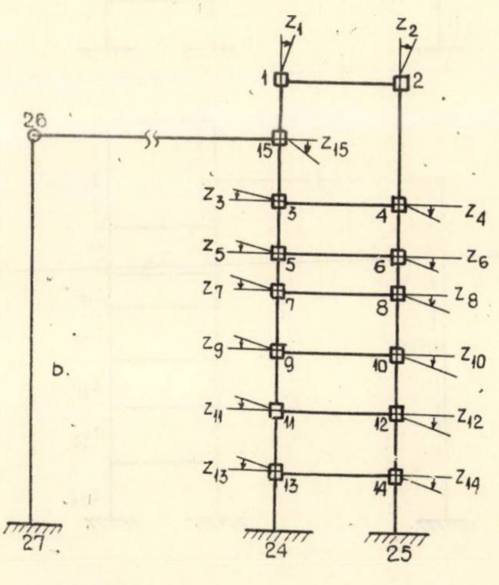


Fig. 1 b



$\sum\limits_{\alpha}$ se referă la toate gradele de libertate $(K < \alpha < N)$ în care se rotește bara jh; ρ_{jh} — rigiditatea barei în capătul j (pentru bara cu secțiune constantă $\rho_{jh} = \frac{I_{jh}}{l_{jh}}$; γ_{jh} — coeficientul de transmitere de la j la h (la bara cu secțiune constantă $\gamma_{jh} = \gamma_{hj} = 0{,}5$).

Momentul încovoietor la capătul h se calculează tot cu expresia (1), în care se înlocuiește indicele j cu h și h cu j; semnificația termenilor este similară.

Cînd capătul h al barei jh este articulat $(M_{hj} = 0)$, în expresia (1) se consideră: $\rho_{hj} = 0$; $\gamma_{hj} = 0$ (pentru bara cu secțiune constantă $\rho_{jh} = \frac{3}{4}\frac{I_{jh}}{l_{jh}}\Big)$. Considerînd momentele încovoietoare de la capetele tuturor barelor drept componentele unui vector M și toate necunoscutele componentele vectorului Z, rezultă expresia

$$M = mZ + \mathcal{M}^0 \tag{2}$$

unde

$\mathcal{M}^0$ reprezintă vectorul momentelor de încastrare perfectă;
m — matricea momentelor unitare, care este conformabilă cu vectorul Z.

Elementele matricei m se calculează cu formulele date pentru $m_{jh,j}$, $m_{jh,h}$, $m_{jh,\alpha}$.

Parametrii (Z), care, împreună cu sarcinile exterioare $(\mathcal{M}^0)$, definesc eforturile în structură (2), se determină dintr-un sistem de ecuații liniare:

$$rZ + R^0 = 0 \tag{3}$$

denumit sistemul ecuațiilor de condiție, care se stabilește prin intermediul formei de bază (fig. 1 b), obținută prin blocarea și fixarea tuturor nodurilor. Fiecare ecuație a sistemului (3) reprezintă o condiție de anulare a efortului într-una din legăturile suplimentare introduse pentru obținerea formei de bază. Astfel:

$$R_i = \sum_h r_{ih} Z_h + R_i^0 = 0 \tag{4}$$

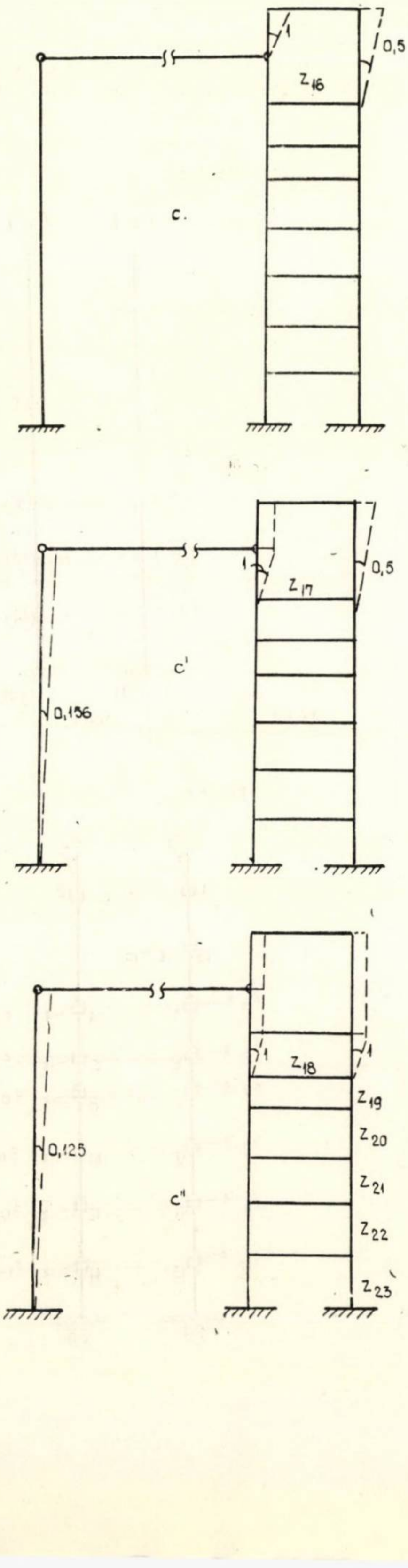
reprezintă anularea efortului în legătura i produsă pe forma de bază de toate necunoscutele (Z) și de sarcinile exterioare. În consecință, ecuațiile sistemului (4) sînt ecuații de echilibru.

Cînd $i < K$, necunoscuta Z_i este o rotire de nod și deci R_i reprezintă suma momentelor în jurul nodului i, care, pentru echilibru, trebuie să fie nulă. Coeficientul r_{ih} reprezintă suma momentelor în nodul i, cînd forma de bază este încărcată numai cu deplasarea $Z_h = 1$, iar R_i^0 suma momentelor în nodul i, în situația încărcării formei de bază numai cu sarcinile exterioare.

Cînd $i = \alpha (K < \alpha < N)$, adică necunoscuta respectivă reprezintă un grad de libertate, termenul R_α se interpretează ca lucru mecanic virtual. Ecuația $R_\alpha = 0$ exprimă condiția ca lucrul mecanic virtual în deplasarea virtuală $Z_\alpha = 1$, produs de toate necunoscutele și sarcinile exterioare, să fie nul.

Astfel: $r_{\alpha h}$ reprezintă lucrul mecanic virtual în deplasarea cinematică $Z_\alpha = 1$, produs de eforturile de pe forma de bază încărcată numai cu deplasarea elastică $Z_h = 1$; R_α^0 reprezintă lucrul mecanic virtual în deplasarea cinematică $Z_\alpha = 1$, cînd forma de bază este încărcată numai cu sarcinile exterioare.

Fig. 1 c



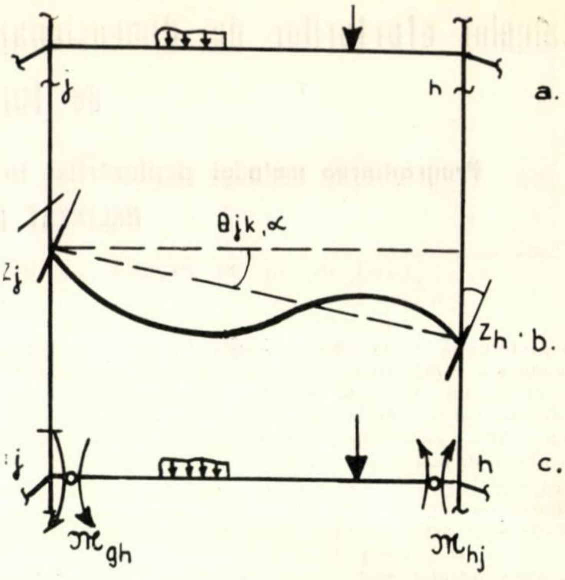
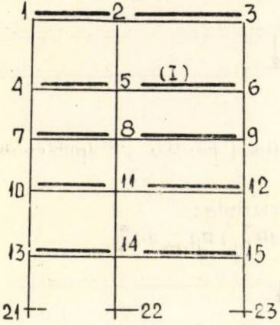


Fig. 2

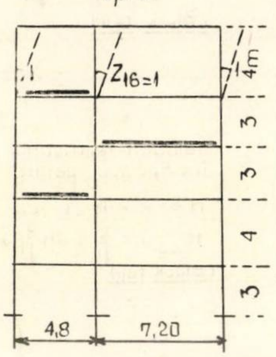
TABELA Nr. 1

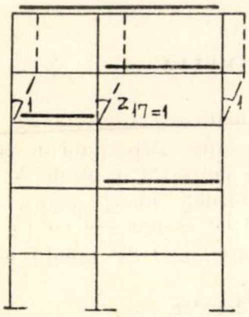
Bara jh	$\frac{\rho_{jh}}{\rho'_{jh}}$	$\frac{\gamma_{jh}}{\gamma'_{jh}}$	$\theta_{jh,\alpha}$						Momente de încastrare perfectă						$\frac{\mathfrak{M}_{jh}}{\mathfrak{M}_{hj}}$
			16	17	18	19	20		Ip.1	Ip.2	Ip.3	Ip.4	Ip.5		
1 - 2	$\frac{0,94}{0,94}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+4,70 -4,70		+0,46 -0,46				
2 - 3	$\frac{1,00}{1,00}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+13,85 -13,85		+1,19 -1,19				
4 - 5	$\frac{0,94}{0,94}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+4,70 -4,70	+3,10 -3,10		+3,65 -3,65			
5 - 6	$\frac{1,00}{1,00}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+13,15 -13,15		+9,00 -9,00	+8,20 -8,20			
7 - 8	$\frac{0,94}{0,94}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+4,70 -4,70		+3,10 -3,10	+3,65 -3,65			
8 - 9	$\frac{1,00}{1,00}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+13,15 -13,15	+9,00 -9,00		+8,20 -8,20			
10 - 11	$\frac{0,94}{0,94}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+4,70 -4,70	+3,10 -3,10		+3,65 -3,65			
11 - 12	$\frac{1,00}{1,00}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+13,15 -13,15		+9,00 -9,00	+8,20 -8,20			
13 - 14	$\frac{0,94}{0,94}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+0,96 -0,96			+3,65 -3,65			
14 - 15	$\frac{1,00}{1,00}$	$\frac{0,5}{0,5}$							+2,15 -2,15			+8,20 -8,20			
								$L_{F,16}$					1,72		
								$L_{F,17}$					3,57		
								$L_{F,18}$					5,52		
								$L_{F,19}$					10,40		
								$L_{F,20}$					10,08		

Ip. 1

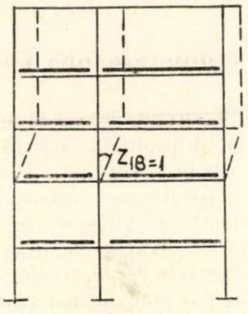

1
2
3
4
5
(I)
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
21
22
23

Ip. 2

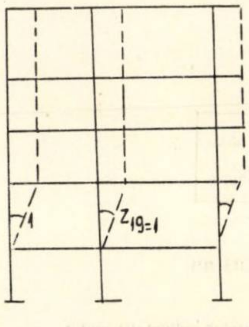

1
$Z_{16}=1$
1
4m
3
3
4
3
4,8
7,20

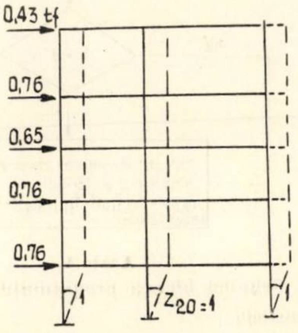


Ip. 3



Ip. 4




0,43 tf
0,76
0,65
0,76
0,76
1
$Z_{20}=1$
1

Ip. 5

Cu aceste precizări elementele matricei m şi ale vectorului R^0 ([1], [2]) se calculează astfel:

— Z_i, Z_h rotiri de noduri

$$r_{ii} = -\sum_h \rho_{ih} \tag{5}$$

$$r_{ih} = -\gamma_{hi}\ \rho_{hi} \tag{6}$$

$$R_i^0 = \sum_h \mathfrak{M}_{ih}^0 \tag{7}$$

— Z_j rotire de nod, Z_α grad de libertate

$$r_{j\alpha} = \sum_h \rho_{jh}\,(1 + \gamma_{jh})\,\theta_{jh,\alpha} \tag{8}$$

— Z_α, Z_β grade de libertate

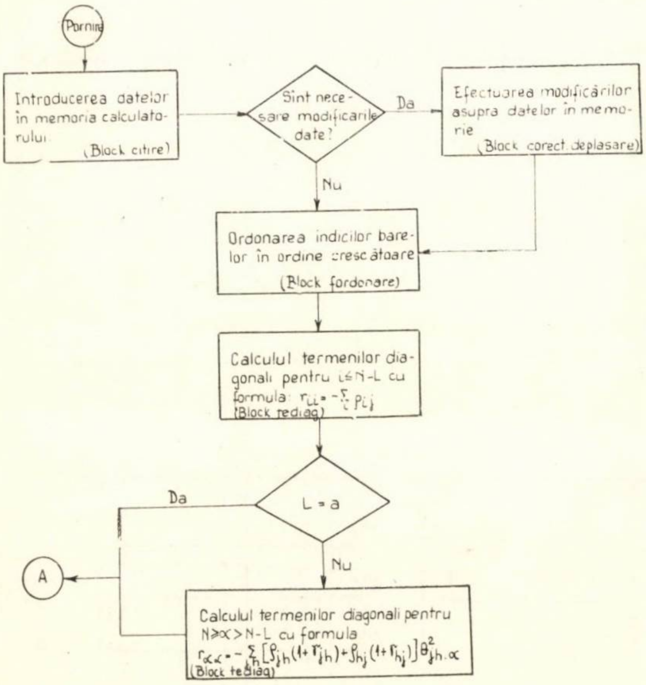
$$r_{\alpha\alpha} = -\sum_{jh} \left[\rho_{jh}\,(1 + \gamma_{jh}) + \rho_{hj}\,(1 + \gamma_{hj})\right]\theta_{jh,\alpha}^2 \tag{9}$$

$$r_{\alpha\beta} = -\sum_{jh} \left[\rho_{jh}\,(1 + \gamma_{jh}) + \rho_{hj}\,(1 + \gamma_{hj})\right]\theta_{jh,\alpha}\cdot\theta_{jh,\beta} \tag{10}$$

$$R_\alpha^0 = -\sum_{jh}(\mathfrak{M}_{jh}^0 + \mathfrak{M}_{hj}^0)\,\theta_{jh,\alpha} + L_{F,\alpha} \tag{11}$$

($L_{F,\alpha}$ reprezintă lucrul mecanic al sarcinilor exterioare în gradul de libertate cinematică $Z_\alpha = 1$).

În consecinţă, avînd rigidităţile barelor, coeficienţii de transmitere, rotirile barelor în gradele de libertate, momentele de încastrare perfectă din încărcări şi lucrul mecanic al sarcinilor exterioare în gradele de libertate, se calculează cu formulele (5) — (11), elementele sistemului (3), din rezolvarea căruia rezultă vectorul Z. Cu valorile acestuia introduse în (2) se obţin momentele încovoietoare finale la capetele tuturor barelor.

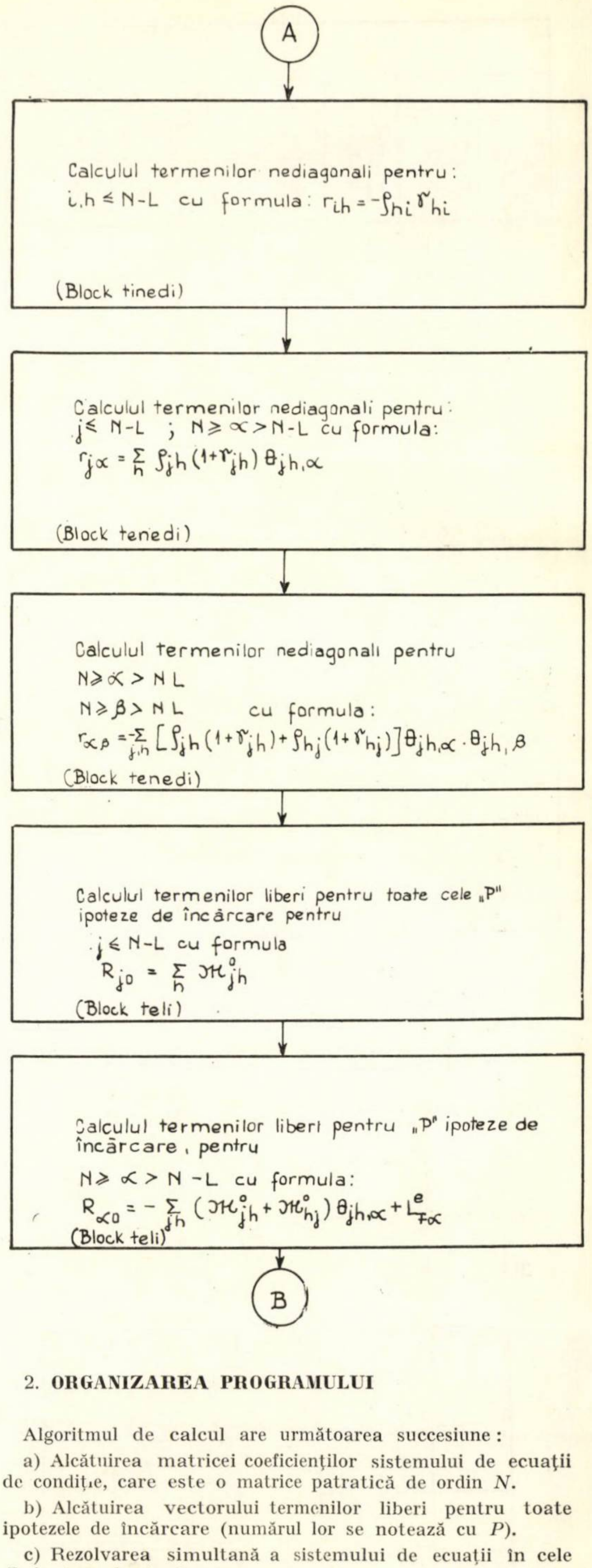

Pornire
Introducerea datelor în memoria calculatorului (Block citire)
Sint necesare modificarile date?
Da
Efectuarea modificărilor asupra datelor în memorie (Block corect. deplasare)
Nu
Ordonarea indicilor barelor în ordine crescătoare (Block fordonare)
Calculul termenilor diagonali pentru i≤N-L cu formula: r_ii = -Σ ρ_ij (Block rediag)
L = a
Da
Nu
A
Calculul termenilor diagonali pentru N≥α>N-L cu formula r_αα = -Σ_jh [ρ_jh(1+r_jh)+ρ_hj(1+r_hj)] θ²_jh.α (Block tediag)

Anexa 1

Schema bloc a programului Castan

Parametrii structurii

N = Numărul total de necunoscute ale structurii care determină ordinul sistemului de ecuaţii de condiţie
L = Numărul de necunoscute (deplasări) grade de libertate
P = Numărul ipotezelor de încărcare


A
Calculul termenilor nediagonali pentru: i,h ≤ N-L cu formula: r_ih = -ρ_hi γ_hi
(Block tinedi)
Calculul termenilor nediagonali pentru: j ≤ N-L ; N ≥ α > N-L cu formula: r_jα = Σ_h ρ_jh (1+γ_jh) θ_jh,α
(Block tenedi)
Calculul termenilor nediagonali pentru N ≥ α > N L N ≥ β > N L cu formula: r_αβ = -Σ_jh [ρ_jh (1+γ_jh)+ρ_hj(1+γ_hj)] θ_jh,α · θ_jh,β
(Block tenedi)
Calculul termenilor liberi pentru toate cele „P" ipoteze de încărcare pentru j ≤ N-L cu formula R_j0 = Σ_h M°_jh
(Block teli)
Calculul termenilor liberi pentru „P" ipoteze de încărcare, pentru N ≥ α > N-L cu formula: R_α0 = -Σ_jh (M°_jh + M°_hj) θ_jh,α + L^e_Fα
(Block teli)
B

2. ORGANIZAREA PROGRAMULUI

Algoritmul de calcul are următoarea succesiune:

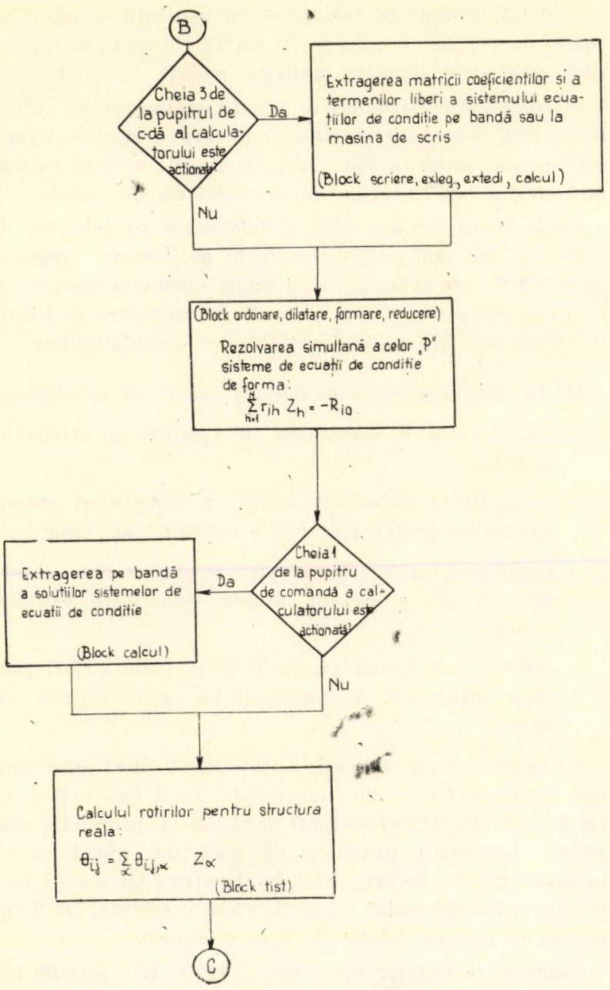
a) Alcătuirea matricei coeficienţilor sistemului de ecuaţii de condiţie, care este o matrice patratică de ordin N.

b) Alcătuirea vectorului termenilor liberi pentru toate ipotezele de încărcare (numărul lor se notează cu P).

c) Rezolvarea simultană a sistemului de ecuaţii în cele P ipoteze de încărcare.

d) Calculul rotirilor reale ale barelor

$$\theta_{jh} = \sum_\alpha \theta_{jh\alpha}\,Z_\alpha. \tag{12}$$


B
Cheia 3 de la pupitrul de c-dă al calculatorului este acționată?
Da
Nu
Extragerea matricii coeficienților și a termenilor liberi a sistemului ecuațiilor de condiție pe bandă sau la mașina de scris
(Block scriere, exleg, extedi, calcul)
(Block ordonare, dilatare, formare, reducere)
Rezolvarea simultană a celor „P" sisteme de ecuații de condiție de forma:
$\sum_{h=1}^{\ell} r_{ih} Z_h = -R_{i0}$
Cheia 1 de la pupitru de comandă a calculatorului este acționată?
Da
Nu
Extragerea pe bandă a soluțiilor sistemelor de ecuații de condiție
(Block calcul)
Calculul rotirilor pentru structura reală:
$\theta_{ij} = \sum_{\alpha} \theta_{ij,\alpha} Z_\alpha$
(Block tist)
C

e) Calculul momentelor finale la capetele barelor cu expresia (1) în care, folosind (12), ultimul termen ia forma:

$$\sum_{\alpha} m_{jh,\alpha} Z_\alpha = \rho_{jh}\,(1 + \gamma_{jh})\,\theta_{jh}.$$

f) Verificarea rezultatelor prin calculul lucrului mecanic virtual în fiecare din gradele de libertate (L) și pentru fiecare ipoteză de încărcare.

g) Verificarea rezultatelor prin calculul sumei momentelor în jurul fiecărui nod (K), separat pentru fiecare ipoteză de încărcare.

h) Calculul momentelor la fiecare capăt de bară pentru toate combinațiile de ipoteze de încărcare cerute.

Programul întocmit pentru calculatorul cifric Eliott 4120, denumit ,,CASTAN" (cadre static nedeterminate), urmărește succesiunea algoritmului și cuprinde trei capitole: ,,Pornire", ,,Transfer" și ,,Castan".

Capitolul ,,Pornire" dă posibilitatea intrării în diverse părți ale programului printr-o simplă indicație (pe bandă sau la mașina de scris) a unui număr (trigger) în scopul parcurgerii numai a anumitor părți din program.

Capitolul ,,Transfer" face parte din biblioteca de programare a calculatorului Eliott și dă posibilitatea să se opereze cu numere zecimale și cu caractere alfanumerice.

Capitolul ,,Castan" efectuează calculele prevăzute în algoritm. El este alcătuit din mai multe blocuri precizate în schema-bloc de principiu a programului (anexa 1). Aceste blocuri, în funcție de problemele pe care le rezolvă, pot fi împărțite în următoarele grupe:

A. Introducerea datelor în memoria calculatorului, verificarea lor și, eventual, corectarea lor cuprinde patru blocuri * (Citire, Corect, Mesaj 1, Mesaj 2).

B. Alcătuirea matricei sistemului de ecuații de condiție, a vectorilor termenilor liberi pentru toate ipotezele de încărcare, depunerea lor în memoria calculatorului și eventuala extragere la mașina de scris a sistemului de ecuații cuprinde zece blocuri (Deplasare, Fordonare, Tediag, Tenedi, Teli, Mesaj 3, Scriere, Exleg, Extedi, Calcul).

C. Rezolvarea simultană a sistemelor de ecuații de condiție, pentru toate cele ,,P" ipoteze de încărcare, se realizează prin 6 blocuri (Ordonare, Dilatare, Formare, Reducere, Soluție, Calcul).

D. Calculul momentelor la capetele barelor în fiecare din ipoteze cuprinde două blocuri (Tijit sau rotire și Momente).

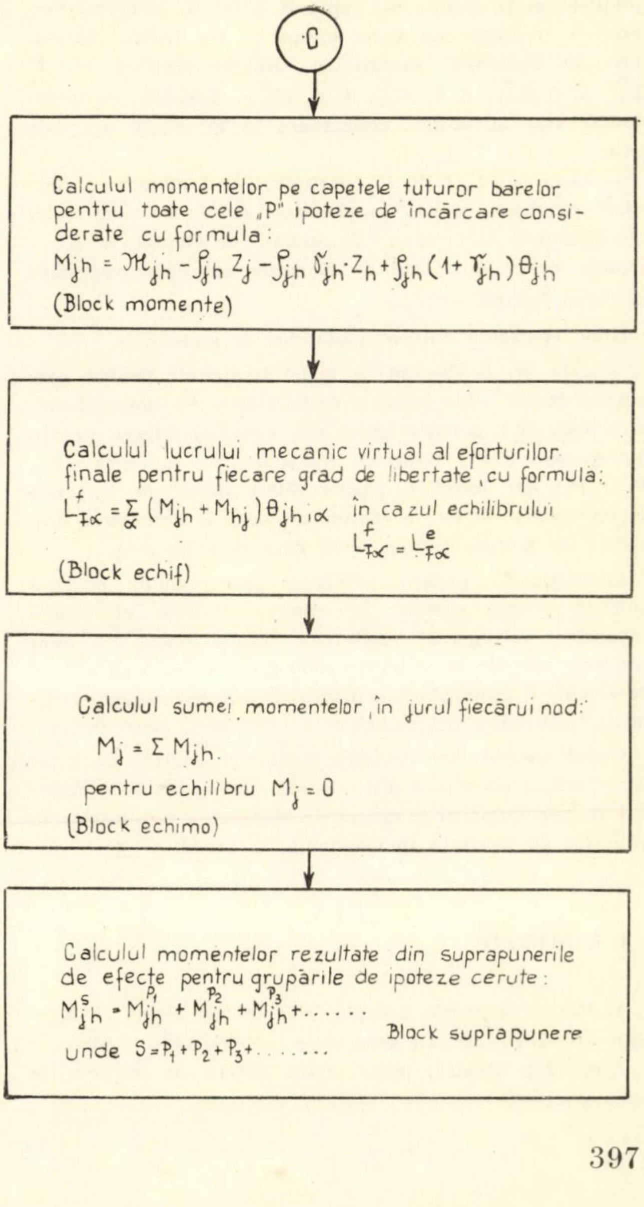
E. Verificarea rezultatelor prin ecuații de lucru mecanic virtual și prin echilibrul momentelor la noduri se realizează prin două blocuri (Eschif și Echimo).

F. Calculul momentelor din diferite grupări de ipoteze se efectuează prin blocul ,,Suprapunere".

Conținutul acestor blocuri se poate urmări pe schema de principiu dată în anexa 1.

3. COMPLETAREA DATELOR ȘI UTILIZAREA PROGRAMULUI

La datele inițiale, care redau schema fizică a structurii prin caracteristicile geometrice, elastice, cinematice și de încărcare (tabela 1), se asociază coordonatele barelor (pe-


C
Calculul momentelor pe capetele tuturor barelor pentru toate cele „P" ipoteze de încărcare considerate cu formula:
$M_{jh} = \mathcal{M}_{jh} - \rho_{jh} Z_j - \rho_{jh}\delta_{jh} Z_h + \rho_{jh}(1+\gamma_{jh})\theta_{jh}$
(Block momente)
Calculul lucrului mecanic virtual al eforturilor finale pentru fiecare grad de libertate, cu formula:
$L^f_{I\alpha} = \sum_\alpha (M_{jh} + M_{hj})\theta_{jh,\alpha}$
în cazul echilibrului
$L^f_{I\alpha} = L^e_{I\alpha}$
(Block echif)
Calculul sumei momentelor în jurul fiecărui nod:
$M_j = \Sigma M_{jh}$.
pentru echilibru $M_j = 0$
(Block echimo)
Calculul momentelor rezultate din suprapunerile de efecte pentru grupările de ipoteze cerute:
$M^S_{jh} = M^{P_1}_{jh} + M^{P_2}_{jh} + M^{P_3}_{jh} + \ldots$
unde $S = P_1 + P_2 + P_3 + \ldots$
Block suprapunere

---

* Denumirile blocurilor sînt fixate numai pentru recunoașterea lor de către calculator și nu au semnificații intrinseci.

rechi ordonate de indici) care redau schema topologică, o schemă a structurii, care făcînd abstracţie de noţiunea de măsură, exprimă numai relaţiile poziţionale ale elementelor structurii. Astfel, cu cifre arabe se vor nota nodurile elastice (1, 2, 3... k), în continuare gradele de libertate ($k+1$, $k+2$,... ; $K+L=N$) şi apoi articulaţiile şi încastrările rigide. Capătul j al barei jh se notează cu perechea ordonată de indici (j, h), iar capătul h, cu perechea (h, j).

Barele structurii se scriu de către proiectant în tabela 1 (Exemplul de calcul) o singură dată, fiecare întîi cu indicele cel mai mic. Consolele se trec cu doi indici, primul al capătului încastrat, dar cu rigiditate nulă ($\rho_{jh} = \rho_{hj} = 0$).

Cu datele din tabela 1 se pregătesc pentru calculator cinci liste:

— Lista nr. 1 ($I\ J\ C$) care cuprinde în ordine: numărul trigger de introducerea datelor (1), numărul listei (1), parametrii structurii L, N, P şi apoi fiecare bară în parte ($j, h, \rho_{jh}, \rho_{hj}, \gamma_{jh}, \gamma_{hj} \ldots$), trecută o singură dată cu capătul în care $j < h$. La sfîrşitul listei se pune zero.

— Lista nr. 2 ($I\ J\ A$) cuprinde indicii $(j, h)_\alpha$ şi se completează, în ordine, astfel: numărul listei (2), primul grad de libertate notat ($-\alpha$), indicii barelor care se rotesc în gradul de libertate $\alpha(j, h, \theta_{jh,\alpha} \ldots, i, k, \theta_{ik,\alpha})$ şi apoi următoarele grade de libertate cu aceleaşi date caracteristice.

— Lista nr. 3 ($I\ J\ M$) care cuprinde indicii (i, j) $\mathfrak{M}^0$ se completează, în ordine, cu: numărul listei (3), numărul ipotezei de încărcare cu semn minus ($-P$), indicii barelor care au momente, urmaţi de valorile acestora ($j, h, \mathfrak{M}^0_{jh}, h, j, \mathfrak{M}^0_{hj}, i, k, \mathfrak{M}^0_{ik}, k, i, \mathfrak{M}^0_{ki}$). Ipotezele de încărcare se trec în ordine crescătoare şi la sfîrşit se pune zero.

— Lista nr. 4 ($L\ F\ A$) cuprinde lucrul mecanic al forţelor exterioare şi se completează astfel: numărul listei (4), ipoteza de încărcare ($-P$), gradele de libertate α, β,... urmate fiecare în parte de lucrurile mecanice respective ($\alpha, L_{F,\alpha}, \beta, L_{F\beta}, \ldots$)

După epuizarea tuturor ipotezelor se pune zero.

— Lista nr. 5 cuprinde grupele de ipoteze pentru care trebuie făcută suprapunerea momentelor. Se completează, în ordine, cu: numărul listei (5), numărul trigger pentru suprapunere (500), numerele ipotezelor de suprapus (P_1, $P_2 \ldots P_h$), iar numărul trigger (500), urmat de ipotezele de suprapus şi la fel, în continuare, pînă la terminarea grupărilor de ipoteze cerute, după care se pune zero.

Instrucţiunile pentru utilizarea programului cuprind indicaţii precise pentru: introducerea datelor, efectuarea calculelor, extragerea rezultatelor finale, extragerea unor rezultate parţiale în vederea verificării datelor, a sistemului de ecuaţii şi cunoaşterii deplasărilor (necunoscutelor structurii), reapelarea programului şi efectuarea unor corecţii.

Modul concret de alcătuire a datelor iniţiale de către proiectant, a celor cinci liste de către tehnicianul de deservire a calculatorului şi modul de obţinere a rezultatelor se urmăresc cu uşurinţă în exemplul de calcul.

4. CONCLUZII

A. Metoda generală a deplasărilor a fost aleasă ca algoritm de calcul pentru programul „CASTAN", deoarece:

— necesită, relativ, puţine date iniţiale de introdus în calculator;

— datele iniţiale se calculează cu uşurinţă şi reprezintă datele de pornire în oricare din variantele metodei deplasărilor (metodele iterative aplicate curent în proiectare);

— coeficienţii sistemului de ecuaţii se determină cu uşurinţă, prin aplicarea unor formule (5)—(11), ai căror termeni sînt tocmai datele iniţiale; această situaţie a făcut ca schemele logice ale blocurilor programului să fie simple.

Faţă de un program care să folosească un procedeu iterativ (cu cea mai largă utilizare în proiectare), programul „CASTAN" are avantajul că permite obţinerea momentelor concomitent pentru toate ipotezele de încărcare şi necesită un timp mai redus de funcţionare a calculatorului.

B. În alcătuirea programului s-a reuşit să se realizeze:

— introducerea şi verificarea cu uşurinţă a datelor iniţiale;

— posibilitatea corectării rapide a datelor şi calculul eforturilor pentru mai multe rigidităţi ale unor bare;

— verificarea rezultatelor cu metode statice care conving integral pe proiectant asupra exactităţii calculelor făcute;

— scrierea sub formă convenabilă a rezultatelor, astfel încît înţelegerea şi folosirea lor mai departe sînt uşoare.

C. Programul este general şi poate fi folosit la orice structură plană alcătuită din bare drepte. El a fost experimentat în cadrul ISPE (Institutul de studii şi proiectări energetice, Bucureşti) pentru multe structuri avînd 25—30 necunoscute. La fiecare astfel de structură timpul de funcţionare a calculatorului a fost de circa 2 minute, iar timpul pentru extragerea datelor de circa 6 minute.

Memoria calculatorului Eliott 4120 nu permite încă calculul unor structuri cu mai mult de 50—60 necunoscute, concomitent pentru mai multe ipoteze de încărcare.

D. Folosirea calculatoarelor cifrice pentru determinarea eforturilor de dimensionare prezintă mari avantaje, deoarece:

— se pot obţine solicitările maxime şi minime din combinaţiile de încărcări posibile în mod exact şi rapid, fără introducerea unor ipoteze simplificatoare, cum se face, de obicei, la calculul manual (cu rigla sau maşina de birou);

— oferă posibilitatea proiectanţilor să analizeze mai multe variante şi să aleagă soluţia optimă, care să îndeplinească, pe lîngă condiţiile de rezistenţă, criteriile economice.

În concluzie, utilizarea programului „CASTAN" duce la o reducere importantă a timpului de proiectare, scuteşte pe proiectanţi de munca mecanică şi obositoare pentru calculul solicitărilor şi le oferă posibilitatea analizării mai multor variante şi luarea în consideraţie a mai multor factori. În acest fel munca proiectanţilor devine mai productivă şi construcţiile realizate mai economice.

5. EXEMPLU DE CALCUL

Se consideră cadrul unui bloc administrativ, avînd dimensiunile geometrice şi rigidităţile tuturor barelor (în semicercuri la mijlocul fiecărei bare) date în figura 3, care trebuie calculat în cinci ipoteze de încărcare, indicate în tabela 1. Primele patru ipoteze conţin sarcini verticale, iar a cincea, sarcini orizontale provenite din vînt. Momentele de încastrare perfectă provenite din sarcinile verticale au fost trecute direct în tabela 1.

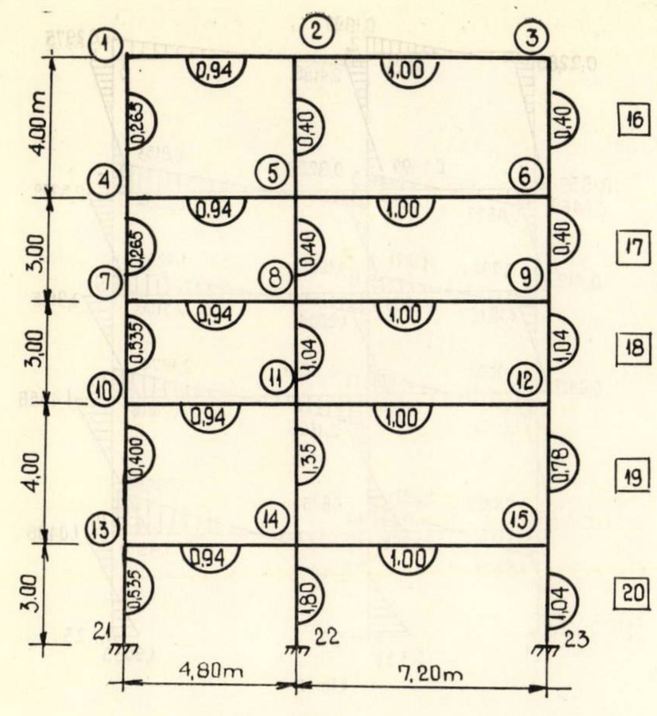


Fig. 3

Necunoscutele problemei sînt rotirile de noduri (notate în interiorul unor cerculeţe, fig. 3) şi gradele de libertate (notate în interiorul unor pătrăţele). În continuarea necunoscutelor se notează capetele încastrate ale stîlpilor.

În tabela 1 s-au trecut numai barele cadrului care au încărcări. În continuare este necesar să fie trecute toate barele care au rotiri în gradele de libertate şi rotirile acestora; în acest exemplu, nu au fost trecute, deoarece au fost desenate gradele de libertate (Z_{16}, Z_{17}, Z_{19}, Z_{19}, Z_{20}) şi rezultă cu claritate atît barele care se rotesc în fiecare din gradele de libertate, cît şi valorile rotirilor.

Tot în tabela 1 sînt trecute lucrurile mecanice ale forţelor exterioare în fiecare din gradele de libertate. În cazul de faţă termenii $L_{F,\alpha}$ există numai la ipoteza 5.

În final se trec combinaţiile de ipoteze care trebuie suprapuse. Pentru exemplul ales s-au trecut combinaţiile:

$$1 + 2 + 4;\ 1 + 3 + 4;\ 1 + 2 + 3 + 4;\ 1+3+4+5;$$
$$1 + 2 + 3 + 4 + 5.$$

Cu aceste date, furnizate de proiectant, tehnicianul de deservire a calculatorului întocmeşte cele cinci liste, în ordine, cu datele precizate la punctul 3 (completarea datelor şi utilizarea programului). Alcătuirea acestor liste este următoarea:

```
1,1,5,20,5, 1, 2, 0.94, 0.94, 0.5, 0.5, 1, 4, 0,265, 0,265, 0.5, 0.5,
            2, 3, 1.0, 1.0, 0.5, 2, 5, 0.4, 0.4, 0.5, 0.5,
            3, 6, 0,4, 0.4, 0.5, 0.5, 4, 5, 0.94, 0.94, 0.5, 0.5,
            4, 7, 0.265, 0.265, 0.5, 0.5, 5,6, 1.0, 1.0, 0.5, 0.5,
            5, 8, 0.4, 0.4, 0.5, 0.5, 6, 9. 0.4, 0.4, 0.5, 0.5,
            7, 8, 0.94, 0.94, 0.5, 0.5, 7,10,0. 535, 0.535, 0.5, 0.5,
            8, 9, 1.0, 1.0, 0.5, 0.5, 8, 11, 1.04, 1.04, 0.5, 0.5,
            9,12, 1.04, 1.04, 0.5, 0.5, 10,11,0.94, 0.94, 0.5, 0.5,
            10, 13, 0,4, 0.4, 0.5, 0.5, 11, 12, 1.0, 1.0, 0.5, 0.5,
            11, 14, 1.35, 1.35, 0.5, 0.5, 12, 15, 0,78, 0.78, 0,5,0.5
            13, 14, 0.94, 0.94, 0.5, 0.5, 13, 21, 0.535, 0.535,
                                                          0.5, 0.5,
            14, 15, 1.0, 1.0, 0.5, 0.5, 14, 22, 1.8, 1.8, 0.5, 0. 5,
            15, 23, 1.04, 1.04, 0.5, 0.5, 0 ;

2,        — 16,  1,  4, 1.0,  2,  5, 1.0,  3,  6, 1.0,
          — 17,  4,  7, 1.0,  5,  8, 1.0,  6,  9, 1.0,
          — 18,  7, 10, 1.0,  8, 11, 1.0,  9, 12, 1.0,
          — 19, 10, 13, 1.0, 11. 14, 1.0, 12, 15, 1.0,
          — 20, 13, 21, 1.0, 14, 22, 1.0, 15, 23, 1.0, 0 ;

3,— 1, 1, 2, 4.70, 2, 1, — 4.70,  2, 3, 13.85, 3, 2, — 13,85,
       4, 5, 4.70, 5, 4, — 4.70,  5, 6, 13.15, 6, 5, — 13.15,
           7, 8 ,4.70, 8, 7.— 4.70, 8, 9, 13. 15, 9,8 — 13.15,
     10,11, 4.70, 11,10, — 4.70 11,12, 13.15,12,11, — 13,15.
     13,14, 0.96,14,13, — 0.96, 14,15, 2.15,15,14, — 2,15,
  — 2,     4, 5, 3.10, 5, 4, — 3.10,
        8,  9, 9.0, 9, 8, — 9.0,
       10, 11, 3.10, 11, 10, — 3.10 ;
  — 3,  1,  2, 0.46,  2,  1, — 0.46,  2, 3, 1.19, 3, 2, — 1.19,
       5,    6, 9.0,  6, 5, —  9.0,    7, 8, 3.10, 8, 7, — 3.10 ;
       11, 12, 9,0, 12,11, — 9.0,
  — 4,  4,  5, 3.65,  5,  4, — 3.65,   5,  6, 8.20,  6,  5, — 8.20
        7,  8, 3.65,  8,  7, — 3.65,   8,  9, 8.20,  9,  8, — 8,20
       10, 11, 3.65, 11,10, — 3.65,   11, 12, 8.20, 12, 11, — 8.20,
       13, 14, 3.65, 14, 13, — 3.65,  14, 15, 8.20, 15, 14, — 8.20,
4,   — 5, 16, 1.72, 17, 3.57, 18, 5,52, 19, 10.4,
       20, 10.08, 0 ;
5,     500, 1, 2, 4, 500, 1, 3, 4, 500, 1, 2, 3, 4, 500,
       1, 2, 4, 5, 500, 1, 3, 4, 5, 500, 1, 2, 3, 4, 5, 500, 0,
```

Urmărirea modului în care s-au întocmit aceste liste este foarte simplă. În cazul numerelor zecimale, în locul virgulei se pune punct.

Toate aceste date se înscriu pe o bandă specială, care se introduce în calculator.

Momentele încovoietoare finale se obţin sub forma:

Ipoteza 1.

1	2	1.1030	2	1	— 10.3604
1	4	— 1.1030	4	1	— 1.1315
2	3	14.1293	3	2	— 5.0747
2	5	— 3.7689	5	2	— 3.2817
3	6	5.0747	6	3	4.2104
4	5	2.0461	5	4	— 8.1714
4	7	— 0.9146	7	4	— 0.8969
5	6	13.7044	6	5	— 7.4785
5	8	— 2.2513	8	5	— 2.0519
6	9	3.2682	9	6	2.8465
7	8	2.6397	8	7	— 7.1717
7	10	— 1.7427	10	7	— 1.8151
8	9	13.6473	9	8	— 9.0883
8	11	— 4.4237	11	8	— 4.2351
9	12	6.2418	12	9	5.9749
10	11	2.5557	11	10	— 6.9580
10	13	— 0.7405	13	10	— 0.5149
11	12	13.7535	12	11	— 9.4201
11	14	— 2.5604	14	11	— 1.3706
12	15	3.4452	15	12	1.7413
13	14	0.7044	14	13	— 1.0310
13	21	— 0.1894	21	13	— 0.1059
14	15	2.3316	15	14	— 1.9078
14	22	0.0700	22	14	— 0.0026
15	23	0.1665	23	15	0.0615.

Ipoteza 2.

1	2	0.2247	2	1	— 0.1401
1	4	— 0.2247	4	1	— 0.6743
2	3	— 0.2433	3	2	0.0504
2	5	0.3834	5	2	0.8930
3	6	— 0.0504	6	3	— 0.3270
4	5	1.3325	5	4	— 2.4399
4	7	— 0.6582	7	4	— 0.0209
5	6	1.6129	6	5	— 0.0590
5	8	— 0.0660	8	5	— 1.2757
6	9	0.3860	9	6	1.6347
7	8	— 0.0888	8	7	— 2.7645
7	10	0.1097	10	7	— 0.9689
8	9	7.6865	9	8	— 5.8395
8	11	— 3.6463	11	8	— 0.7213
9	12	4.2048	12	9	1.0221
10	11	1.8648	11	10	— 2.4722
10	13	— 0.8959	13	10	— 0.3886
11	12	1.2510	12	11	— 0.1478
11	14	1.9425	14	11	0.5935
12	15	— 0.8743	15	12	— 0.3772
13	14	0.2094	14	13	— 0.0589
13	21	0.1792	21	13	0.0886
14	15	— 0.1102	15	14	0.1277
14	22	— 0.4244	22	14	— 0.2156
15	23	0.2495	23	15	0.1228.

Ipoteza 5.

1	2	– 0.2285	2	1	– 0.1897
1	4	0.2285	4	1	0.1839
2	3	– 0.2291	3	2	– 0.2975
2	5	0.4188	5	2	0.3759
3	6	0.2975	6	3	0.2154
4	5	– 0.6460	5	4	– 0.5499
4	7	0.4622	7	4	0.4170
5	6	– 0.6490	6	5	– 0.8153
5	8	0.8229	8	5	0.7572
6	9	0.5999	9	6	0.5108
7	8	– 1.1212	8	7	– 1.0191
7	10	0.7043	10	7	0.6421
8	9	– 1.2004	9	8	– 1.4253
8	11	1.4622	11	8	1.0953
9	12	0.9145	12	9	0.7016
10	11	– 1.6713	11	10	– 1.7915
10	13	1.0292	13	10	1.0210
11	12	– 2.1106	12	11	– 2.1874
11	14	2.8067	14	11	2.6298
12	15	1.4858	15	12	1.4274
13	14	– 1.8333	14	13	– 2.0573
13	21	0.8123	21	13	1.1176
14	15	– 2.4475	15	14	– 2.4680
14	22	1.8750	22	14	3.3312
15	23	1.0406	23	15	1.9033

Pentru economisirea spaţiului nu au fost reproduse rezultatele de la ipotezele 3 şi 4.

De asemenea sînt transmise verificările statice privind lucrurile mecanice ale eforturilor în fiecare din gradele de libertate.

Ipoteza 1

16	0.000	17	0.000	18	0.000	19	0.00
20	0.000.						

Ipoteza 2

16	– 0.000	17	0.000	18	0.000	19	0.00
20	0.000.						

Ipoteza 5

16	1.720	17	3.570	18	5.520	19	10.40
20	10.080.						

La fiecare grad de libertate trebuie să se regăsească valoarea $L_{F,\alpha}$ introdusă iniţial.

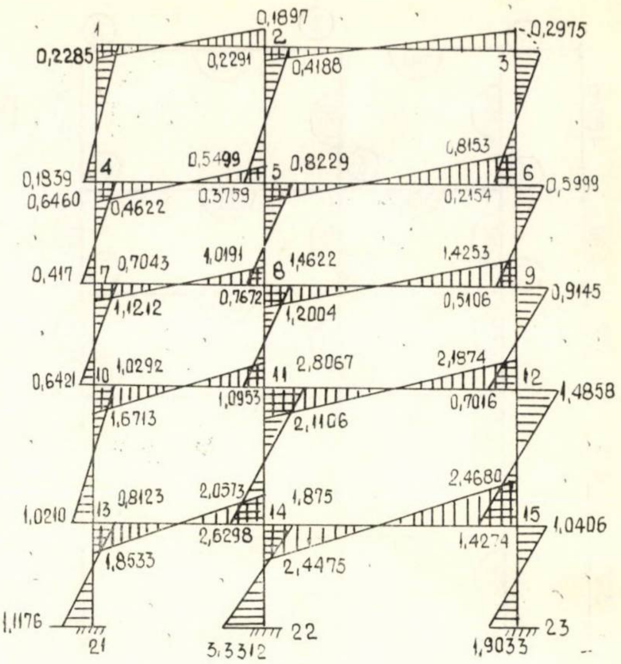
Verificarea echilibrului fiecărui nod este dată sub forma :

Ipoteza 1

1	– 0.000	2	– 0.000	3	0.000	4	– 0.000
5	0.000	6	0.000	7	– 0.000	8	0.000
9	– 0.000	10	– 0.000	11	– 0.000	12	– 0.000
13	0.000	14	– 0.000	15	– 0.000.		

Ipoteza 2

1	0.000	2	– 0.000	3	– 0.000	4	0.000
5	– 0.000	6	– 0.000	7	0.000	8	0.000
9	– 0.000	10	0.000	11	0.000	12	0.000
13	– 0.000	14	– 0.000	15	0.000.		



1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
21
22
23
0,1897
-0,2975
0,2285
0,2291
0,4188
0,5499
0,8229
0,8153
0,1839
0,6460
0,4622
0,3759
0,2154
0,5999
0,417
0,7043
1,0191
1,4622
1,4253
1,1212
0,7672
1,2004
0,5106
0,9145
0,6421
1,0292
2,8067
2,1874
1,0953
0,7016
1,4858
1,6713
2,1106
2,4680
1,0210
0,8123
2,0573
1,875
1,0406
2,6298
1,4274
1,8533
2,4475
1,1176
3,3312
1,9033

Fig. 4

Ipoteza 5

1	– 0.000	2	– 0.000	3	0.000	4	0.000
5	0.000	6	– 0.000	7	– 0.000	18	– 0.000
9	0.000	10	– 0.000	11	0.000	12	0.000
13	0.000	14	– 0.000	15	– 0.000.		

În mod similar sînt transmise de calculator valorile momentelor rezultate din suprapunerea de ipoteze de încărcare, care, însă, nu s-au mai redat.

În figura 4 este reprezentată diagrama de momente corespunzătoare ipotezei 5. Valorile obţinute diferă sensibil faţă de cele ce ar rezulta dintr-un calcul aproximativ, prin introducerea de articulaţii în anumite secţiuni ale stîlpilor şi riglelor. În acelaşi timp, calculul exact efectuat de către un inginer proiectant necesită foarte mult timp. Calculatorul electronic, însă, rezolvă cadrul, în toate ipotezele, în timp de 1 – 2 minute, după care, în timp de 4 – 5 minute, se extrag rezultatele.

Bibliografie

[1] Mazilu P. : *Statica construcţiilor*, vol. II, Bucureşti, Editura tehnică, 1959.

[2] Posea N. şi Brădescu M. : *Calculul static al structurilor plane, în domeniul elastic, prin metoda deplasărilor*. Rev. construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 4, 1965.

[3] Constantinescu P. : *Introducere în programarea automată*, Bucureşti, Editura tehnică, 1967.

[4] Beleviteh V. ş.a. : *Calcul des structures planes en regime elastique par la methode des deformations*. Acier, Stahl-Steel, nr. 11, 1962.

[5] Visniakov, A. I. : *Reşenie zadaci stroitelnoi mehaniki na electronnoi ţifrovoi maşine BESM-2M*. Moskva, Stroitelnaia mehanika i rasciot scoruţenii nr. 6, 1963.

Proiectarea grinzilor continue, cadrelor și plăcilor de beton armat în domeniul plastic*

IV. Plăci

Dr. ing. V. PETCU
INCERC

Considerațiile ce urmează se referă la plăcile dreptunghiulare izolate sau continue, armate pe una sau pe două direcții, solicitate de sarcini permanente și temporare uniform distribuite pe suprafețele lor.

1. PLĂCI CONTINUE ARMATE PE O DIRECȚIE, CU O SINGURĂ SCHEMĂ DE ÎNCĂRCARE

Proiectarea în domeniul plastic a plăcilor continue armate pe o direcție, la care sarcinile permanente și temporare formează o singură schemă de încărcare, se face folosindu-se recomandările de calcul pentru grinzile continue cu o singură schemă de încărcare, expuse în partea a doua a acestei lucrări.

2. PLĂCI CONTINUE ARMATE PE O DIRECȚIE, CU MAI MULTE SCHEME DE ÎNCĂRCARE

Proiectarea în domeniul plastic a plăcilor continue armate pe o direcție, la care sarcinile temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă pot alcătui scheme diferite de încărcare, se face folosindu-se recomandările de calcul pentru grinzile continue cu mai multe scheme de încărcare, avînd secțiunile în formă de T cu talpa în zona comprimată în cîmp, expuse în partea a doua a acestei lucrări. Motivele acestei extinderi sînt date în prima parte a lucrării. Singura modificare se referă la construirea înfășurătoarei momentelor negative, la care se consideră că în fiecare deschidere acționează, pe lîngă sarcina permanentă de calcul și sarcina temporară de calcul de lungă durată cu acțiune continuă, $\frac{1}{2}$ $\left(\text{și nu } \frac{1}{4}\right)$ din sarcinile temporare de calcul de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă. Această prevedere este în perfectă concordanță cu prescripțiile referitoare la calculul static în domeniul elastic al plăcilor continue, potrivit cărora acest calcul se face cu sarcinile transformate $g^{tr} = g + \frac{p}{2}$ și $p^{tr} = \frac{p}{2}$ [5].

3. PLĂCI CONTINUE ARMATE PE DOUĂ DIRECȚII, CU O SINGURĂ SCHEMĂ DE ÎNCĂRCARE

Momentele de calcul pe unitatea de lățime, în cîmpurile și pe reazemele plăcilor continue rezemate pe tot conturul, cu armătura pe două direcții, solicitate de sarcini permanente și temporare care formează o singură schemă de încărcare, se determină după cum urmează:

a) Dacă $v \cdot m_0 < m_n$, cu relația

$$M = \frac{M_e}{v \cdot m_0}, \tag{18}$$

b) Dacă $v \cdot m_0 \geqslant m_n$, cu relația

$$M = \frac{M_e}{m_n}. \tag{19}$$

În relațiile de mai sus s-au utilizat următoarele notații:

M este momentul de calcul pe unitatea de lățime, în cîmpul unui panou sau pe un reazem de placă continuă;

M_e — momentul elastic (în valoare absolută) pe unitatea de lățime, în cîmpul unui panou sau pe un reazem de placă continuă, produs de sarcinile permanente și temporare, luate cu valorile lor de calcul;

m_n — valoarea limită a coeficientului de redistribuție m, pînă la care armătura întinsă se comportă elastic sub acțiunea sarcinilor permanente și temporare de lungă durată cu acțiune continuă, luate cu valorile lor de calcul, și a sarcinilor temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor normate;

m_0 — valoarea limită a coeficientului de redistribuție m, pînă la care un panou de placă continuă are capacitatea de a rezista la acțiunea tuturor sarcinilor permanente și temporare ce-i revin, luate cu valorile lor de calcul. Acest coeficient se determină în ipoteza că armătura de pe fiecare direcție are aceeași densitate pe toată suprafața panoului;

v — coeficient prin care se ia în considerație reducerea capacității portante a unui panou de placă armată cruciș, datorită ridicării pe reazeme a unei părți din armătura din cîmp, sau suprimării unei părți a acestei armături pe fîșiile marginale ale panoului.

Relația (18) rezultă din condiția de rezistență a panoului de placă sub acțiunea sarcinilor de calcul, iar relația (19) din condiția privind comportarea elastică a armăturii în stadiul de exploatare.

Atît în cîmpuri cît și pe reazeme, coeficientul m_n se calculează cu relația

$$m_n = \frac{g + p}{g + p^n} \tag{20}$$

în care:

g este suma sarcinilor permanente și temporare de lungă durată cu acțiune continuă, luate cu valorile lor de calcul, aplicate uniform distribuit pe unitatea de suprafață;

p — suma sarcinilor temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor de calcul, aplicate uniform distribuit pe unitatea de suprafață;

p^n — suma sarcinilor temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă, luate cu valorile lor normate, aplicate uniform distribuit pe unitatea de suprafață.

Coeficientul v este dat de relația

$$v = 1 - a \cdot s \tag{21}$$

în care:

a este un coeficient care ține seamă de influența condițiilor de rezemare asupra micșorării capacității portante a unui panou de placă, datorită ridicării pe reazeme a unei părți din armătura din cîmp, sau suprimării unei părți a acestei armături pe fîșiile marginale ale panoului;

s — coeficient care ține seamă de influența cantității de armătură din cîmp ridicată pe reazeme sau suprimate pe fîșiile marginale, asupra micșorării capacității portante a unui panou de placă.

---

* Continuare din nr. 4,5 și 6, 1968.

Valorile coeficientului a sînt date în tabela 5, pentru cele şase tipuri de plăci reprezentate în figura 7.

Valoarea coeficientului s se stabileşte după cum urmează:

a) la plăcile la care o parte din armătura din cîmp se ridică pe reazeme, coeficientul s se ia egal cu valoarea cea mai mare a raporturilor dintre secţiunea de armătură ce se ridică pe fiecare reazem şi secţiunea de armătură corespunzătoare din cîmp;

b) la plăcile la care pe fişiile lor marginale se suprimă o parte din armătura din cîmp, coeficientul s se ia egal cu valoarea cea mai mare a raporturilor dintre secţiunea de armătură ce se suprimă pe fiecare fîşie marginală şi secţiunea de armătură corespunzătoare din cîmp, de pe o lăţime egală cu lăţimea fişiei marginale;

c) la plăcile la care are loc atît ridicarea pe reazeme a unei părţi a armăturii din cîmp pe fişiile centrale, cît şi suprimarea unei părţi a armăturii din cîmp pe lăţimile fişiilor marginale, coeficientul s se ia egal cu valoarea cea mai mare a raporturilor determinate în cele două cazuri precedente.

Tabela 5

Valorile coeficientului a

$\frac{l_2}{l_1}$	Tipul plăcii					
	1	2	3	4	5	6
0,5	0,31	0,27	0,29	0,21	0,20	0,10
0,6	0,37	0,31	0,32	0,25	0,23	0,11
0,7	0,41	0,35	0,31	0,28	0,25	0,13
0,8	0,44	0,41	0,31	0,31	0,26	0,14
0,9	0,47	0,41	0,31	0,33	0,25	0,15
1,0	0,50	0,42	0,32	0,34	0,24	0,15
1,1	0,48	0,37	0,29	0,33	0,23	0,15
1,2	0,45	0,35	0,27	0,31	0,21	0,14
1,3	0,43	0,32	0,25	0,30	0,19	0,13
1,4	0,41	0,30	0,23	0,28	0,19	0,13
1,5	0,39	0,28	0,21	0,26	0,18	0,12
1,6	0,37	0,27	0,20	0,25	0,17	0,12
1,7	0,36	0,25	0,18	0,24	0,16	0,11
1,8	0,34	0,24	0,16	0,23	0,14	0,11
1,9	0,33	0,23	0,15	0,22	0,13	0,10
2,0	0,31	0,23	0,14	0,21	0,13	0,10

Coeficientul m_0 se determină după cum urmează (fig. 8):

1) Dacă $l_1 > l_2$, cu relaţia

$$m_0 = 12 \cdot \frac{(2M_{e1} + M'_{e1} + M''_{e1})\, l_2 + (2M_{e2} + M'_{e2} + M''_{e2})\, l_1}{(g + p)(3l_1 - l_2)\, l_2^2} \tag{22}$$

2) Dacă $l_1 < l_2$, cu relaţia

$$m_0 = 12. \frac{(2M_{e1} + M'_{e1} + M''_{1})\, l_2 + (2M_{e2} + M'_{e2} + M''_{e2})\, l_1}{(g + p)\, (3l_2 - l_1)\, l_1^2} \tag{23}$$

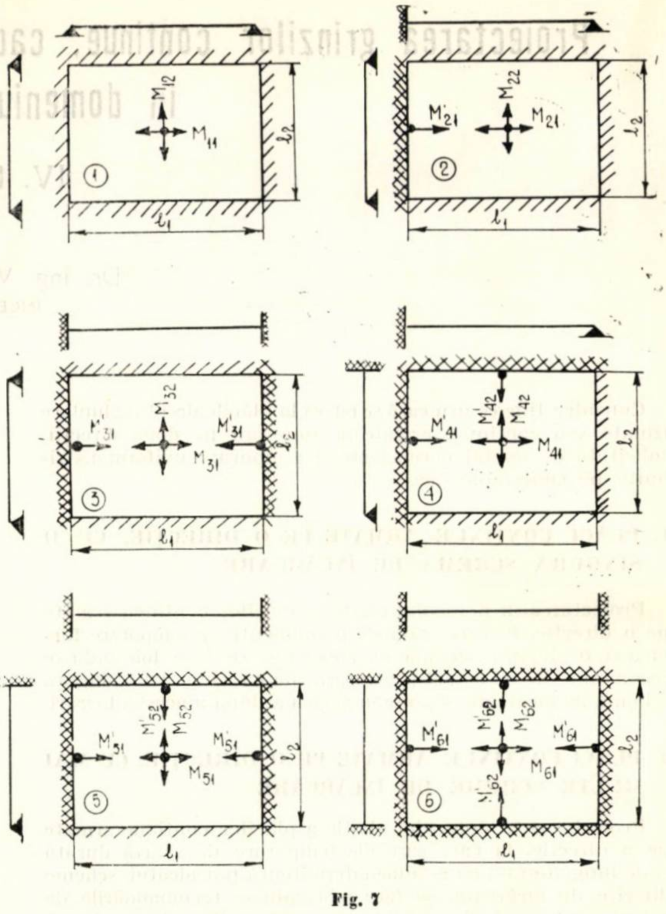


Fig. 7

Notaţiile utilizate în relaţiile de mai sus au următoarele semnificaţii (fig. 8):

l_1, l_2 sînt deschiderile de calcul ale unui panou de placă continuă armată pe două direcţii;

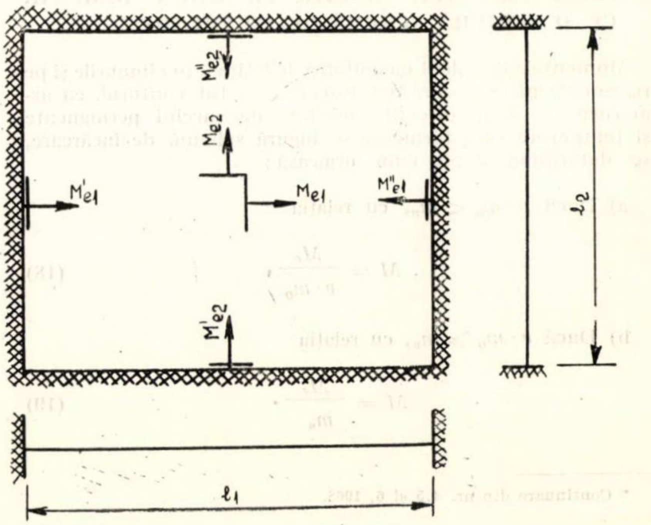
M_{e1}, M_{e2} — momentele elastice din cîmpul unui panou, pe unitatea de lăţime, pe direcţiile deschiderilor l_1 şi l_2;

M'_{e1}, M''_{e1} — momentele elastice (în valoare absolută) pe unitatea de lăţime, pe cele două reazeme de lungime l_2 ale unui panou;

M'_{e2}, M''_{e2} — momentele elastice (în valoare absolută) pe unitatea de lăţime, pe cele două reazeme de lungime l_1 ale unui panou.

Notaţiile g şi p au fost definite anterior.

Fig. 8



Relațiile (22) și (23) au rezultat din egalitatea dintre lucrul mecanic virtual produs de sarcinile permanente și temporare de calcul și lucrul mecanic virtual al momentelor care acționează de-a lungul liniilor de rupere, în stadiul de mecanism al panoului de placă. Aceste relații corespund unei scheme unice de rupere a panourilor, în care liniile de rupere pozitive care pătrund în colțurile panourilor fac unghiuri la 45° în raport cu laturile acestora [1], [2], [5].

Valorile coeficientului m_0 sînt date în tabela 6, pentru cele șase tipuri de panouri de placă reprezentate în figura 7.

Tabela 6

Valorile coeficientului m_o

$\frac{l_2}{l_1}$	Tipul plăcii					
	1	2	3	4	5	6
0,5	1,01	1,11	1,24	1,16	1,24	1,23
0,6	0,97	1,13	1,27	1,21	1,31	1,30
0,7	0,94	1,13	1,29	1,25	1,36	1,36
0,8	0,91	1,13	1,29	1,27	1,38	1,40
0,9	0,88	1,14	1,28	1,28	1,38	1,42
1,0	0,88	1,14	1,26	1,29	1,37	1,43
1,1	0,88	1,14	1,24	1,28	1,35	1,42
1,2	0,90	1,15	1,22	1,27	1,33	1,41
1,3	0,92	1,14	1,20	1,26	1,30	1,39
1,4	0,94	1,13	1,18	1,25	1,27	1,37
1,5	0,96	1,12	1,16	1,24	1,25	1,35
1,6	0,97	1,12	1,14	1,23	1,23	1,32
1,7	0,99	1,11	1,13	1,22	1,21	1,29
1,8	1,00	1,11	1,12	1,20	1,19	1,27
1,9	1,00	1,10	1,11	1,18	1,17	1,25
2,0	1,01	1,09	1,10	1,16	1,16	1,23

Pe fiecare reazem intermediar al unei plăci continue, coeficientul m_o se ia egal cu valoarea cea mai mică a coeficienților m_0 corespunzători celor două panouri adiacente reazemului respectiv.

Se admite ca aria armăturii pe unitatea de lățime, în cîmpuri și pe reazeme, să se calculeze, în mod acoperitor, după cum urmează:

1) Dacă $v \cdot m_o < m_n$, cu relația

$$A_a = \frac{A_{ae}}{v \cdot m_o} \tag{24}$$

2) Dacă $v \cdot m_o > m_n$, cu relația

$$A_a = \frac{A_{ae}}{m_n}. \tag{25}$$

Notațiile folosite au următoarele semnificații:

A_a este aria armăturii întinse pe unitatea de lățime, în cîmpul sau pe unul din reazemele unui panou de placă, corespunzătoare momentului de calcul respectiv;

A_{ae} — aria armăturii întinse pe unitatea de lățime, în cîmpul sau pe unul din reazemele unui panou de placă, corespunzătoare momentului elastic maxim respectiv produs de sarcinile permanente și temporare, luate cu valorile lor de calcul.

Celelalte notații au fost definite anterior.

Motivarea utilizării relațiilor (24) și (25) este analogă celei date pentru relația (2).

Recomandările de mai sus se aplică și plăcilor izolate rezemate pe tot conturul, cu armătura pe două direcții.

Exemplu de calcul

Se consideră o placă continuă alcătuită din trei panouri pătrate, solicitată de o sarcină permanentă și de o sarcină temporară de scurtă durată, aplicate uniform distribuit pe toată suprafața plăcii. Placa este mărginită de grinzi, care în stadiul elastic constituie reazeme simple pentru placă. Aceste grinzi se opun însă rotirilor mari cerute de transformarea plăcii în mecanism, ceea ce face ca în acest stadiu de solicitare să apară linii de rupere negative pe tot conturul plăcii. Pe reazemele marginale, armătura de la partea superioară a plăcii, pe fiecare direcție, este identică cu armătura corespunzătoare din cîmp.

Schema geometrică a plăcii și modul ei de solicitare sînt date în figura 9, unde panourile marginale sînt notate cu I, iar panoul central cu II.

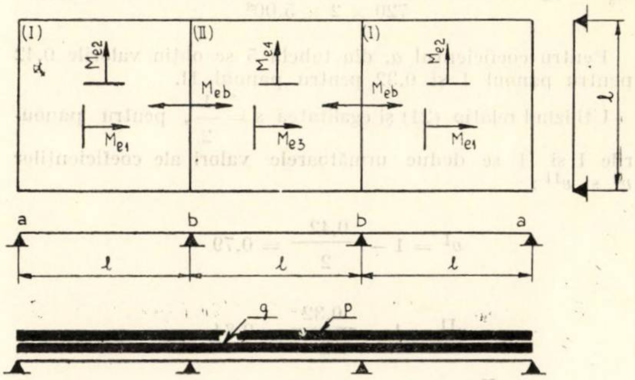


Fig. 9

Se dau:

— sarcina permanentă de calcul, $g = 300$ kgf/m²;

— sarcina temporară normată, $p^n = 300$ kgf/m²;

— coeficientul de supraîncărcare al sarcinii temporare, $n = 1{,}4$;

— deschiderile de calcul ale fiecărui panou, $l = 5{,}00$ m;

— $s = \frac{1}{2}$ (pe reazeme se ridică $\frac{1}{2}$ din armătura din cîmp);

— marca betonului, B 200, $R_i = 100$ kgf/cm²;

— marca oțelului, OL 38, $R_a = 2100$ kgf/cm².

Se cere determinarea ariilor armăturii din cîmpuri și de pe reazeme, ținînd seamă de redistribuția plastică a momentelor de pe reazeme.

*

Sarcina temporară de calcul are valoarea

$$p = n \cdot p^n = 420 \text{ kgf/m}^2.$$

Ținînd seamă de prevederile STAS 3599—52 referitoare la calculul static în domeniul elastic al plăcilor continue armate pe două direcții, se obțin următoarele valori ale momentelor elastice produse de sarcinile de calcul:

$$M_{e1} = 0{,}0334\ (g + p)\ l^2 = 602 \text{ kgf.m/m};$$

$$M_{e2} = 0{,}0272\ (g + p)\ l^2 = 490 \text{ kgf.m/m};$$

$$M_{e3} = 0{,}0267\ (g + p)\ l^2 = 482 \text{ kgf.m/m};$$

$$M_{e4} = 0{,}0179\ (g + p)\ l^2 = 322 \text{ kgf.m/m};$$

$$M_{eb} = \frac{12}{10} \cdot 0{,}0694\ (g + p)\ l^2 = 1\,500 \text{ kgf.m/m}.$$

Din predimensionare rezultă o grosime a plăcii $h_p = 9$ cm și $h_o \approx 7{,}5$ cm.

Ariile armăturii din cîmpuri și de pe reazeme, corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic, au valorile:

$A_{ae1} = 4{,}05$ cm²; $\mu_{e1} = 0{,}540\%$;

$A_{ae2} = 3{,}26$ cm²; $\mu_{e2} = 0{,}435\%$;

$A_{ae3} = 3{,}21$ cm²; $\mu_{e3} = 0{,}428\%$;

$A_{ae4} = 2{,}11$ cm²; $\mu_{e4} = 0{,}281\%$;

$A_{aeb} = 11{,}35$ cm²; $\mu_{eb} = 1{,}515\%$.

Conform relației (20), coeficientul m_n are valoarea

$$m_n = \frac{300 + 420}{300 + 300} = 1{,}20.$$

Fie m_o^{I} și m_o^{II} și respectiv v^{I} și v^{II} valorile coeficienților m_o și v corespunzătoare panourilor I și II.

În stadiul de rupere, pe marginile plăcii acționează momente negative de rupere egale ca valoare cu momentele pozitive de rupere din cîmp.

Ținînd seamă de această observație, din relația (22) se deduc următoarele valori ale coeficienților m_o^{I} și m_o^{II}:

$$m_0^{\mathrm{I}} = 12 \cdot \frac{2 \times 602 + 1500 + 602 + 2 \times 490 + 2 \times 490}{720 \times 2 \times 5{,}00^2} = 1{,}76$$

$$m_0^{\mathrm{II}} = 12 \cdot \frac{2 \times 482 + 2 \times 1500 + 2 \times 322 + 2 \times 322}{720 \times 2 \times 5{,}00^2} = 1{,}75.$$

Pentru coeficientul a, din tabela 5 se obțin valorile 0,42 pentru panoul I și 0,32 pentru panoul II.

Utilizînd relația (21) și egalitatea $s = \frac{1}{2}$, pentru panourile I și II se deduc următoarele valori ale coeficienților v^{I} și v^{II}:

$$v^{\mathrm{I}} = 1 - \frac{0{,}42}{2} = 0{,}79$$

$$v^{\mathrm{II}} = 1 - \frac{0{,}32}{2} = 0{,}84.$$

Pentru panourile I și II, produsele $v^{\mathrm{I}} \cdot m_o^{\mathrm{I}}$ și $v^{\mathrm{II}} \cdot m_o^{\mathrm{II}}$ au următoarele valori:

$$v^{\mathrm{I}} \cdot m_o^{\mathrm{I}} = 0{,}79 \times 1{,}76 = 1{,}39 > m_n$$

$$v^{\mathrm{II}} \cdot m_o^{\mathrm{II}} = 0{,}84 \times 1{,}75 = 1{,}47 > m_n.$$

Din inegalitățile de mai sus se deduce concluzia că ariile armăturii din toate secțiunile plăcii se pot stabili cu relația (25), după cum urmează:

$$A_{a1} = \frac{4{,}05}{1{,}20} = 3{,}37\ \mathrm{cm}^2;\ \mu_1 = 0{,}450\%;$$

$$A_{a2} = \frac{3{,}26}{1{,}20} = 2{,}71\ \mathrm{cm}^2;\ \mu_2 = 0{,}361\%;$$

$$A_{a3} = \frac{3{,}21}{1{,}20} = 2{,}67\ \mathrm{cm}^2;\ \mu_3 = 0{,}356\%;$$

$$A_{a4} = \frac{2{,}11}{1{,}20} = 1{,}76\ \mathrm{cm}^2;\ \mu_4 = 0{,}235\%;$$

$$A_{ab} = \frac{11{,}35}{1{,}20} = 9{,}45\ \mathrm{cm}^2;\ \mu_b = 1{,}260\%.$$

Toate procentele de armare sînt mai mici decît valoarea limită 1,4%.

Rezultatele obținute arată că în acest caz, prin utilizarea calculului plastic s-a obținut o reducere a ariilor armăturii cu 16,7% în cîmpuri și pe reazeme, în raport cu rezultatele corespunzătoare momentelor elastice maxime.

4. PLĂCI CONTINUE ARMATE PE DOUĂ DIRECȚII, CU MAI MULTE SCHEME DE ÎNCĂRCARE

La plăcile continue rezemate pe tot conturul, cu armătura pe două direcții, la care sarcinile temporare de scurtă durată și de lungă durată cu acțiune intermitentă pot forma două sau mai multe scheme de încărcare, momentul de calcul pe unitatea de lățime, în cîmpuri și pe reazeme, se determină de asemenea cu relațiile (18) și (19). În acest caz, M_e este momentul elastic maxim (în valoare absolută) pe unitatea de lățime, produs de sarcinile permanente și temporare de calcul.

Coeficienții m_o și v se determină ca la plăcile continue armate pe două direcții, cu o singură schemă de încărcare.

Valorile coeficientului m_n se calculează după cum urmează:

a) În cîmpurile panourilor, cu relația

$$m_n = \frac{g + 2p}{g + 2p^n}. \tag{26}$$

b) Pe reazemele plăcilor, cu relația

$$m_n = \frac{g + 1{,}2p}{g + 1{,}2p^n} \tag{27}$$

În relațiile de mai sus, g, p și p^n au semnificațiile date anterior.

Structura relațiilor (26) și (27) a rezultat pe considerente analoge celor care au stat la baza stabilirii relațiilor (11) și (13).

Exemplu de calcul

Determinarea ariilor armăturii întinse din cîmpurile și de pe reazemele plăcii considerate în exemplul de calcul precedent, în ipoteza că sarcinile pot forma toate schemele de încărcare indicate în figura 10.

Conform standardului 3599—52, momentele elastice maxime, pe unitatea de lățime, au următoarele valori:

$$M_{e1} = \left[0{,}0334\left(g + \frac{p}{2}\right) + 0{,}0365\,\frac{p}{2}\right] l^2 = 617\ \mathrm{kgf.m/m};$$

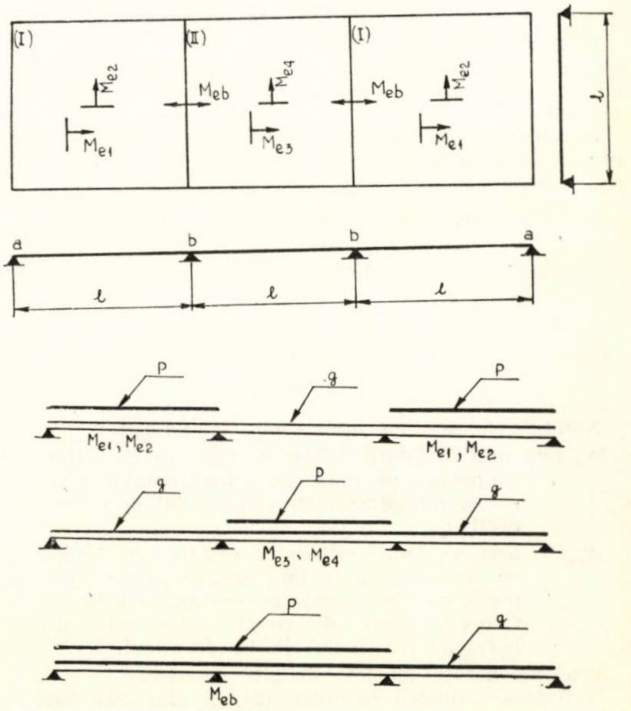
$$M_{e2} = \left[0{,}0272\left(g + \frac{p}{2}\right) + 0{,}0365\,\frac{p}{2}\right] l^2 = 538\ \mathrm{kgf.m/m};$$

$$M_{e3} = \left[0{,}0267\left(g + \frac{p}{2}\right) + 0{,}0365\,\frac{p}{2}\right] l^2 = 532\ \mathrm{kgf.m/m};$$

$$M_{e4} = \left[0{,}0179\left(g + \frac{p}{2}\right) + 0{,}0365\,\frac{p}{2}\right] l^2 = 420\ \mathrm{kgf.m/m};$$

$$M_{eb} = \frac{12}{10} \cdot 0{,}0694(g + p)\ l^2 = 1\,500\ \mathrm{kgf.m/m}.$$

Fig. 10



Din predimensionare rezultă o grosime a plăcii $h_p = 9$ cm şi $h_o \approx 7{,}5$ cm.

Ariile armăturii din cîmpuri şi de pe reazeme, corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic, au valorile :

$$A_{ae1} = 4{,}17 \text{ cm}^2; \ \mu_{e1} = 0{,}557\%;$$

$$A_{ae2} = 3{,}60 \text{ cm}^2; \ \mu_{e2} = 0{,}480\%;$$

$$A_{ae3} = 3{,}55 \text{ cm}^2; \ \mu_{e3} = 0{,}473\%;$$

$$A_{ae4} = 2{,}78 \text{ cm}^2; \ \mu_{e4} = 0{,}371\%;$$

$$A_{aeb} = 11{,}35 \text{ cm}^2; \ \mu_{eb} = 1{,}515\%.$$

Conform relaţiilor (26) şi (27), coeficientul m_n are următoarele valori :

— în cîmpurile panourilor,

$$m_n = \frac{300 + 2 \times 420}{300 + 2 \times 300} = 1{,}27$$

— pe reazeme,

$$m_n = \frac{300 + 1{,}2 \times 420}{300 + 1{,}2 \times 300} = 1{,}22.$$

Cu relaţia (22) se deduc următoarele valori ale coeficienţilor m_o^{I} şi m_o^{II} :

$$m_o^{\mathrm{I}} = 12 \cdot \frac{2\times 617 + 1500 + 617 + 2 \times 538 + 2\times 538}{720 \times 2 \times 5{,}00^2} = 1{,}83$$

$$m_o^{\mathrm{II}} = 12 \cdot \frac{2 \times 532 + 2 \times 1500 + 2 \times 420 + 2 \times 420}{720 \times 2 \times 5{,}00^2} = 1{,}91.$$

Coeficienţii v^{I} şi v^{II} au aceleaşi valori ca şi în exemplul precedent.

Produsele $v^{\mathrm{I}} \cdot m_o^{\mathrm{I}}$ şi $v^{\mathrm{II}} \cdot m_o^{\mathrm{II}}$ au următoarele valori :

$$v^{\mathrm{I}} \cdot m_o^{\mathrm{I}} = 0{,}79 \times 1{,}83 = 1{,}44 > m_n$$

$$v^{\mathrm{II}} \cdot m_o^{\mathrm{II}} = 0{,}84 \times 1{,}91 = 1{,}60 > m_n.$$

Inegalităţile de mai sus arată că ariile armăturii din toate secţiunile plăcii pot fi determinate cu relaţia (25), după cum urmează :

$$A_{a1} = \frac{4{,}17}{1{,}27} = 3{,}88 \text{ cm}^2; \ \mu_1 = 0{,}437\%;$$

$$A_{a2} = \frac{3{,}60}{1{,}27} = 2{,}84 \text{ cm}^2; \ \mu_2 = 0{,}379\%;$$

$$A_{a3} = \frac{3{,}55}{1{,}27} = 2{,}80 \text{ cm}^2; \ \mu_3 = 0{,}373\%;$$

$$A_{a4} = \frac{2{,}78}{1{,}27} = 2{,}19 \text{ cm}^2; \ \mu_4 = 0{,}292\%;$$

$$A_{ab} = \frac{11{,}35}{1{,}22} = 9{,}30 \text{ cm}^2; \ \mu_b = 1{,}240\%.$$

Toate procentele de armare sînt mai mici decît valoarea limită 1,4%.

Rezultatele obţinute arată că în acest caz, prin utilizarea calculului plastic s-a obţinut o reducere a ariilor armăturii cu 21,2% în cîmpuri şi cu 18% pe reazeme.

Pentru verificarea condiţiei privind deschiderea admisă a fisurilor, se consideră că placa se armează cu vergele de oţel Ø 7 şi Ø 10.

În secţiunea 4, care are procentul de armare cel mai mic, rezultă armarea 6 Ø 7 = 2,31 cm² > 2,19 cm².

Perimetrul total al armăturii este $u = 13{,}2$ cm.

$$\frac{25 \cdot u}{b \cdot h_o} = \frac{25 \times 13{,}2}{100 \times 7{,}5} = 0{,}44.$$

Pentru $\alpha_f = 0{,}3$ mm şi $\overline{A} = 0$, din tabela 1 rezultă

$$\frac{25 \cdot u}{b \cdot h_o} = 0{,}25 < 0{,}44,$$

respectiv deschiderile fisurilor în stadiul de exploatare sînt mai mici decît 0,3 mm.

5. DISPOZIŢII CONSTRUCTIVE

În colţurile plăcilor armate pe două direcţii, în care concură două laturi simplu rezemate, pe fiecare din aceste laturi se prevede o armătură suplimentară la partea superioară a plăcilor. Secţiunea acestei armături, pe unitatea de lăţime, în care se include şi secţiunea barelor ridicate din cîmp, trebuie să fi egală cu valoarea cea mai mare a secţiunilor de armătură din cîmp. Armătura suplimentară trebuie să se întindă pe o lungime egală cu $\frac{l_{\min}}{5}$, unde $l_{\min}$ este cea mai mică deschidere a plăcii sau a panoului de placă.

De asemenea, în colţurile în care concură o latură simplu rezemată cu o latură încastrată, pe latura simplu rezemată se prevede o armătură suplimentară la partea superioară a plăcilor. Secţiunea acestei armături, pe unitatea de lăţime, în care se include şi secţiunea barelor ridicate din cîmp, trebuie să fie egală cu secţiunea de armătură situată pe latura încastrată. Armătura suplimentară trebuie să se întindă pe o lungime egală cu $\frac{l_{\min}}{5}$, unde $l_{\min}$ este cea mai mică deschidere a plăcii sau a panoului de placă.

CONCLUZII

Aplicarea calculului plastic la dimensionarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat este însoţită, în general, de realizarea de economii de oţel-beton faţă de cantitatea de armătură longitudinală de rezistenţă corespunzătoare momentelor încovoietoare date de calculul static în domeniul elastic. Excepţie fac grinzile continue, cadrele şi plăcile armate pe o singură direcţie, în cazurile cînd sarcinile care solicită aceste structuri formează numai o singură schemă de încărcare.

La grinzile continue, riglele cadrelor continue şi la plăcile continue armate pe o direcţie, la care sarcinile care le solicită formează două sau mai multe scheme de încărcare, micşorarea armăturii longitudinale de rezistenţă, în diferite secţiuni critice, poate atinge proporţia de 30%.

În general, se apreciază că aplicarea calculului plastic la grinzile continue şi riglele cadrelor continue, cu două sau mai multe scheme de încărcare, va avea ca rezultat micşorarea în medie cu 5—20% a cantităţii de armătură longitudinală de rezistenţă determinate pe baza calculului static în domeniul elastic.

La plăcile armate pe două direcţii, solicitate de sarcini uniform distribuite, micşorarea armăturii de rezistenţă poate atinge, de asemenea, proporţia de 30%. Şi în acest caz se apreciază că aplicarea calculului plastic va avea ca rezultat micşorarea în medie cu 5—20% a cantităţii de armătură de rezistenţă determinate pe baza momentelor încovoietoare date de teoria elasticităţii.

*

Aplicarea calculului plastic la proiectarea structurilor la care se referă prezenta lucrare se face, aşa cum rezultă şi din exemplele de calcul prezentate, prin efectuarea de operaţii matematice simple, în care elementele care intervin sînt date în tabele sau se obţin cu formule care conţin elemente date iniţial sau furnizate de calculul static în domeniul elastic. Aceste operaţii matematice, care afectează exclusiv rezultatele obţinute pe baza calculului static în domeniul elastic, necesită un consum suplimentar de timp de proiectare, a cărui justificare este dată de avantajele economice şi constructive ce se pot obţine prin redistribuirea plastică a momentelor.

Unele considerații privind calculul elementelor de beton armat la acțiunea forței tăietoare

Ing. M. Weissenberg
INCERC

1. Prevederile diferitelor prescripţii naţionale şi ale recomandărilor internaţionale pentru calculul elementelor de beton armat variază mult între ele în ceea ce priveşte calculul la acţiunea forţei tăietoare.

Variază schemele de calcul, unele prescripţii utilizînd analogia cu o grindă cu zăbrele, iar altele făcînd abstracţie de această analogie; variază modul de concretizare a relaţiilor, unele prescripţii făcînd analiza pe solicitări, iar altele pe eforturi unitare; variază, de asemenea, modul în care se ia în considerare preluarea forţei tăietoare (unele prescripţii consideră că eforturile unitare principale de compresiune sînt preluate de beton, iar cele de întindere de armăturile transversale, etrieri şi armături înclinate; alte prescripţii consideră că o parte din eforturile principale de întindere sînt preluate de armăturile longitudinale de rezistenţă; în sfîrşit, alte prescripţii consideră că o parte din forţa tăietoare este preluată de betonul din zona comprimată, iar restul de armăturile transversale).

Rezultatele ce se obţin pe baza diferitelor metode de calcul se deosebesc şi ele, adesea foarte sensibil. Datele experimentale confirmă că în general rezultatele calculelor sînt acoperitoare, iar pentru metodele ,,clasice'', bazate pe analogia cu o grindă cu zăbrele simplă, rezultatele ce se obţin prin calcul sînt de multe ori foarte acoperitoare [9].

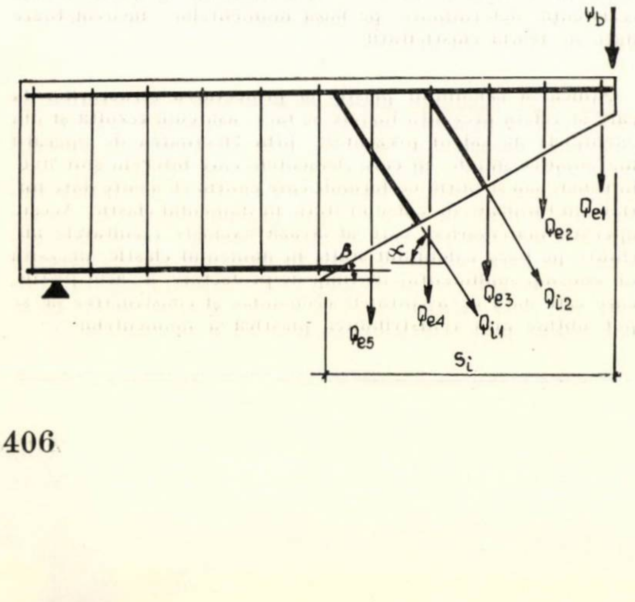
2. La INCERC sînt în curs studii teoretice şi experimentale avînd drept scop o mai bună cunoaştere a comportării elementelor de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare şi, pe această bază, o îmbunătăţire a prevederilor de calcul şi de alcătuire.

Într-o primă etapă, 1966–1969, studiile se bazează pe admiterea unei scheme de calcul simplificate, corespunzătoare celei utilizate la fundamentarea relaţiilor de calcul din normativul condiţionat P.8–62 [1], asemănătoare cu cele din prescripţiile sovietice SNiP II.C–1.62 [3]; schema a fost elaborată de M.S. Borişanschi ([5], [6]). Forţa tăietoare este preluată de betonul zonei comprimate, de etrieri şi armăturile înclinate (fig. 1); relaţia de calcul este determinată pe baza proiecţiei pe direcţia forţei tăietoare.

Cu toate aproximările schemei, dintre care se menţionează în primul rînd neglijarea efectului concomitent al momentului încovoietor, se consideră că folosirea acestei scheme poate duce la rezultate satisfăcătoare pentru nevoile proiectării curente; îmbunătăţirile ce se urmăresc a se obţine, pe baza studiilor în curs în etapa actuală, sînt:

— o mai corectă exprimare a valorii lui Q_b, forţa tăietoare preluată de betonul zonei comprimate;

Fig. 1. Schema de calcul



— o analiză experimentală, cu caracter uneori numai orientativ, privind influenţa unor factori deosebiţi ca: aportul plăcii din zona comprimată, influenţa variaţiei înălţimii secţiunii în lungul elementului, aportul armăturilor înclinate, influenţa aderenţei armăturilor longitudinale etc.

3. Pentru determinarea lui Q_b, în normativul condiţionat P.8–62, ca şi în prescripţiile sovietice SNiP II.C–1.62, se dă relaţia

$$Q_b = \frac{0{,}15\ b h_0^2 R_i}{s_i}. \tag{1}$$

În normele americane ACI 318–63 [4], se prevede

$$\frac{Q_t}{b h_0} = 1{,}9\sqrt{R_{cil}} + 2\,500\ \frac{\mu Q h_0}{M} \leqslant 3{,}5\sqrt{R_{cil}}\ ; \tag{2}$$

valorile eforturilor unitare şi rezistenţele se exprimă în *psi* $\simeq$ 0,07 kgf/cm²; pentru proiectare, se introduce în relaţia de calcul şi un coeficient al condiţiilor de lucru 0,85.

În recomandările Comitetului European pentru Beton [2] se indică

$$\frac{Q_b}{b h_0} = 0{,}5\ \sqrt{R_b}, \tag{3}$$

R_b fiind rezistenţa caracteristică a betonului; în proiectare se introduce de asemenea un coeficient $\frac{1}{\gamma_b}$, reflectînd variaţia caracteristicilor betonului (în mod curent $\gamma_b = 1{,}5$).

În studiile INCERC ([7], [8]), forma de bază a relaţiei a fost considerată asemănătoare cu cea de la care a pornit şi M.S. Borişanschi:

$$Q_b = \frac{A_b\ R_f}{\text{cotg}\ \beta}\ \rho, \tag{4}$$

unde: A_b = aria zonei comprimate de beton;

R_f = rezistenţa la forfecare a betonului;

β = unghiul dintre secţiunea înclinată şi axa grinzii $\left(\text{cotg}\ \beta = \frac{s_i}{h_0}\right)$;

ρ — coeficient variabil funcţie de raportul $\frac{M}{Q h_0}$.

Pe baza unei determinări analitice a mărimii zonei comprimate, a rezistenţei la forfecare şi a influenţei înclinării secţiunii critice se ajunge la relaţia

$$Q_b = \frac{0{,}8\ b h_0^2\ R_t}{s_i} \sqrt{p} \left(1 + \frac{Q h_0}{M}\right) \tag{5}$$

pentru elementele cu armături transversale, respectiv

$$Q_b = \frac{0{,}8\ b h_0^2\ R_t}{s_i} \sqrt{p} \left(1 + 2\,\frac{Q h_0}{M}\right) \tag{5'}$$

pentru elementele fără armături transversale.

Apare în relaţie influenţa procentului de armare $p=\frac{100\,Aa}{bh_0}$, iar calitatea betonului este exprimată funcţie de rezistenţa sa la întindere şi nu faţă de rezistenţa sa la compresiune ca în normativul condiţionat P.8—62 şi, în plus, apare explicit influenţa raportului $\frac{M}{Qh_0}$, respectiv a schemei de încărcare.

S-a prevăzut şi limitarea $\frac{s_i}{h_0} \leqslant 3$.

Paranteza din relaţia (5) are valoare mai mică decît cea din relaţia (5′) deoarece în cazul existenţei unor armături transversale, forţa tăietoare capabilă este mai mare, eforturile unitare normale rezultate din acţiunea momentului încovoietor sînt şi ele mai mari şi în consecinţă factorul de corecţie este mai mic.

4. Aplicarea relaţiilor (5)—(5′) duce în general la rezultate mai apropiate de datele experimentale.

Pentru elemente fără armături transversale se dau în tabela 1 raporturile dintre forţa tăietoare de rupere experimentală Q_{exp} şi forţele tăietoare de rupere calculate după cum urmează:

Q_{calc}, conform normativului condiţionat P.8—62;

Q'_{calc}, conform relaţiei (5′);

Q''_{calc}, conform normelor americane ACI 318—63;

Q'''_{calc}, conform recomandărilor CEB.

Sînt analizate rezultatele unor încercări efectuate de F. Leonhardt şi R. Walther [11], pe grinzi de secţiune dreptunghiulară, cu înălţime constantă în lungul grinzii.

Corespondenţa cu datele experimentale este sensibil mai bună în cazul utilizării relaţiei (5′) decît în toate celelalte cazuri: raportul $\frac{Q_{exp}}{Q'_{calc}}$ variază între 0,81 şi 1,37, cu valoarea medie 1,02; conform normativului condiţionat P.8—62 (respectiv şi normele sovietice SNiP II.C—1.62) raportul $\frac{Q_{exp}}{Q_{calc}}$ variază între 0,55 şi 1,66.

Aplicînd prevederile prescripţiilor americane ACI 318—63 şi recomandările CEB se obţin valori relativ apropiate de cele experimentale, cu caracter în general acoperitor. Pentru grinzile la care raportul $\frac{M}{Qh_0}$ este relativ mic (1—2), valorile calculate conform prevederilor din aceste două norme devin însă exagerat de acoperitoare. Rezultate asemănătoare au reieşit şi la încercările efectuate de C. N. Kani [13].

5. Dacă se face o comparaţie de principiu între rezultatele ce se obţin pe baza relaţiilor (5)—(5′) şi a relaţiei corespunzătoare din normativul condiţionat P.8—62, se obţin valorile din tabelele 2 şi 3 pentru coeficientul echivalent γ dintr-o relaţie de tipul

$$Q_b = \frac{\gamma b h_0^2 R_i}{s_i}, \qquad (1')$$

transformată a lui (5)—(5′)

În tabela 2, valorile γ sînt stabilite pentru rezistenţele normale ale betonului, iar în tabela 3 pentru rezistenţele de calcul.

La încercările lui M. S. Borişanschi, care au fost folosite pentru fundamentarea relaţiilor de calcul [6], s-au obţinut valori variind cam între 0,10 şi 0,32, ceea ce corespunde cu datele din tabela 2 (analiza s-a făcut considerînd valorile medii ale rezistenţelor, corespunzînd deci raportului de rezistenţe normate), ţinînd seamă şi de faptul că rezultatele se referă la elemente cu procente de armare de cel puţin 1,5—2% (la procente mai mici s-au produs ruperi în secţiuni normale, sub acţiunea momentelor încovoietoare).

Pentru proiectare însă, unde este normal să se lucreze cu valori de calcul, se poate deduce, pe baza tabelei 3, că utilizarea simplificată a unui coeficient unic $\gamma = 0{,}15$ reprezintă o prevedere uneori insuficient de acoperitoare, în special pentru procente mai reduse de armare şi raporturi $\frac{s_i}{h_0}$ relativ mari.

6. În timp ce normele americane ACI 318—63 şi recomandările CEB prevăd că armătura transversală necesară trebuie calculată dacă forţa tăietoare depăşeşte mărimea pe care o poate prelua betonul din zona comprimată, normativul condiţionat P.8—62 (ca şi prescripţiile sovietice SNiP II.C.—1.62 şi recomandările pentru standardizare CAER [15]) prevede o limită diferită

$$Q = bh_0\, R_t. \qquad (6)$$

Se consideră că relaţia (6) este insuficient justificată teoretic, nefiind de altfel consecventă cu schema generală a capacităţii portante. În tabela 4 sînt trecute raporturile $\frac{Q_b}{bh_0\, R_t}$, Q_b fiind forţa tăietoare preluată de betonul zonei comprimate.

Rezultă că luarea în consideraţie a limitei (6) poate duce la rezultate neacoperitoare. Compararea cu date experimentale confirmă aceasta: din tabela 1 se constată că raportul $\frac{Q_{exp}}{bh_0\, R_t}$ a variat între 0,42 şi 3,33, avînd însă aproape totdeauna valori subunitare (25 cazuri din 28).

7. Conform prevederilor din prescripţii, placa secţiunilor T nu contribuie la o creştere a capacităţii portante calculate.

Din analiza datelor experimentale se poate trage concluzia că prezenţa unei plăci în zona comprimată duce în realitate la un oarecare spor de capacitate portantă; dacă însă se ţine seamă şi de influenţa variaţiei celorlalţi parametri, respectiv dacă se compară valorile relative faţă de calculul efectuat pe baza premizelor din studiu ([7], [8]) diferenţa dintre secţiunile T şi cele dreptunghiulare devine relativ puţin însemnată: pentru totalul rezultatelor prelucrate, raportul dintre forţa tăietoare experimentală şi cea calculată conform premizelor din studiu a avut valoarea medie de 1,01 pentru secţiunile dreptunghiulare, respectiv 1,06 pentru secţiunile T.

Comparînd rezultatele obţinute pe grinzi cu talpă de lăţime $b_p = b + 3h_p$ (tabela 5, elemente Ct) cu rezultate pe grinzi cu talpă de lăţime $b_p = b + 6h_p$ (elemente CT) se observă că elementele cu talpă mare s-au rupt la valori mai ridicate ale solicitărilor, dar dacă se ţine seamă de faptul că elementele CT au avut şi un procent mai mare de armare, ceea ce se reflectă în calculul conform premizelor din studiu, rezultă valori $\frac{Q_{exp}}{Q'_{calc}}$ comparabile pentru elementele cu talpă mică sau talpă mare.

8. În ceea ce priveşte influenţa variaţiei înălţimii secţiunii, a fost studiat numai cazul curent cînd înălţimea secţiunii creşte, în lungul grinzii, în acelaşi sens cu creşterea momentului încovoietor. Au fost experimentate în 1966 trei tipuri de grinzi [10]:

— tip A, cu înălţime constantă;

— tip B, cu reducerea înălţimii pe reazeme, cu faţa comprimată înclinată;

— tip C, cu reducerea înălţimii pe reazem, cu faţa întinsă înclinată.

S-au încercat, din fiecare tip, atît elemente cu secţiune transversală dreptunghiulară, cît şi elemente cu secţiune T.

Pentru grinzile cu secţiune dreptunghiulară s-au încercat şi elemente tip D, avînd console, cu mărirea înălţimii pe reazem (faţa comprimată înclinată).

Compararea datelor experimentale cu rezultatele calculului efectuat conform normativului condiţionat P.8—62 a arătat că relaţiile de calcul din această prescripţie duc în general la rezultate acoperitoare, adesea prea acoperitoare în ceea ce priveşte influenţa variaţiei înălţimii secţiunii.

Tabela 1

Comparații între datele experimentale și de calcul

Nr. crt.	Indicativul elementului	Forța tăietoare la rupere Q_{exp} (tf)	Forța tăietoare calculată, tf					$\frac{Q_{exp}}{Q_{calc}}$	$\frac{Q_{exp}}{Q'_{calc}}$	$\frac{Q_{exp}}{Q''_{calc}}$	$\frac{Q_{exp}}{Q'''_{calc}}$	$\frac{Q_{exp}}{bh_0R_t}$
			Conf. P.8-62 Q_{calc}	Conf. relației (5') Q'_{calc}	Conf. ACI 318-63 Q''_{calc}	Conf. recomandărilor CEB Q'''_{calc}	bh_0R_t					
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	EA 1	5,95	6,08	6,60	4,40	4,05	9,74	0,98	0,90	1,35	1,47	0,61
2	EA 2	7,60	6,08	6,45	4,35	4,05	9,74	1,25	1,18	1,75	1,88	0,78
3	1	39,60	23,90	41,30	6,38	4,86	11,90	1,66	0,96	6,20	8,10	3,33
4	2	26,50	16,10	21,80	5,80	4,86	11,90	1,65	1,21	4,55	5,40	2,23
5	3	15,00	11,90	13,70	5,45	4,86	11,90	1,26	1,10	2,75	3,10	1,26
6	4 – 1	8,32	9,60	10,00	5,30	4,86	11,90	0,87	0,83	1,57	1,71	0,70
7	4 – 2	8,87	9,60	10,00	5,30	4,86	11,90	0,93	0,89	1,67	1,82	0,75
8	5 – 1	6,15	8,00	7,65	5,13	4,86	11,90	0,77	0,81	1,20	1,27	0,52
9	5 – 2	7,80	8,00	7,65	5,13	4,86	11,90	0,98	1,02	1,52	1,60	0,66
10	6	6,20 6,95	5,90	6,80	4,98	4,86	11,90	1,05 1,18	0,91 1,02	1,24 1,40	1,28 1,43	0,52 0,58
11	7 – 1	6,35	5,00	6,50	5,00	4,95	12,25	1,27	0,98	1,27	1,28	0,52
12	7 – 2	6,95	5,00	6,50	5,00	4,95	12,25	1,39	1,07	1,39	1,40	0,57
13	8 – 1	6,70	4,20	6,20	4,98	4,95	12,25	1,60	1,08	1,35	1,35	0,55
14	8 – 2	6,70	4,20	6,20	4,98	4,95	12,25	1,60	1,08	1,35	1,35	0,55
15	D 1 – 1	0,74	0,67	0,54	0,38	0,37	0,92	1,09	1,37	1,95	2,00	0,80
16	D 1 – 2	0,73	0,67	0,54	0,38	0,37	0,92	1,10	1,35	1,92	1,98	0,79
17	D 2 – 1	2,16	2,76	2,14	1,53	1,48	3,72	0,78	1,01	1,41	1,46	0,58
18	D 2 – 2	2,37	2,76	2,14	1,53	1,48	3,72	0,86	1,11	1,55	1,60	0,64
19	D 3 – 1	4,73	6,72	4,78	3,50	3,40	8,45	0,74	0,99	1,35	1,39	0,56
20	D 3 – 2	4,37	6,42	4,78	3,50	3,40	8,45	0,68	0,92	1,24	1,28	0,52
21	D 4 – 1	7,55	10,42	8,28	6,00	5,77	14,40	0,72	0,91	1,26	1,31	0,52
22	D 4 – 2	7,27	10,42	8,28	6,00	5,77	14,40	0,70	0,88	1,21	1,26	0,50
23	C 1	2,20	3,10	2,08	1,65	1,63	4,06	0,71	1,06	1,33	1,35	0,54
24	C 2	6,60	9,30	6,25	4,95	4,90	12,20	0,71	1,05	1,33	1,35	0,54
25	C 3	10,35	18,65	12,50	10,00	9,78	24,40	0,55	0,83	1,03	1,06	0,42
26	C 4	15,50	27,95	18,70	15,00	14,70	36,60	0,56	0,83	1,03	1,05	0,42
27	E 6	9,30	8,50	8,50	5,35	4,83	10,92	1,09	1,09	1,74	1,92	0,85

Rezultate sensibil mai apropiate de comportarea reală s-au obținut lucrînd cu relațiile din studiul INCERC ([7], [8]), pentru determinarea lui Q_b și introducînd drept h_0, pentru elementele tip B, înălțimea utilă a secțiunii (normale) de la capătul din zona comprimată a secțiunii înclinate (tabela 6).

Tabela 2

Valorile coeficientului γ pentru rezistențele normate ale betonului

Rezistența normată a betonului	Armare transversală p% / $\frac{s_i}{h_0}$	Cu armături transversale			Fără armături transversale		
		1	2	3	1	2	3
B 150	1	0,148	0,209	0,256	0,222	0,314	0,384
	2	0,111	0,157	0,192	0,148	0,209	0,256
	3	0,098	0,139	0,170	0,124	0,175	0,215
B 250	1	0,138	0,195	0,239	0,207	0,293	0,358
	2	0,104	0,147	0,180	0,138	0,195	0,239
	3	0,092	0,130	0,159	0,115	0,163	0,199

9. Analiza experimentală a corespondenței pe care o au cu realitatea relațiile de calcul din normativul condiționat P.8—62 în privința aportului armăturilor transversale a arătat următoarele:

— Pentru etrieri, introducerea unei valori medii $R_{at} = 0{,}8\ R_a$ este o soluție acceptabilă pentru valori medii (mai multe cazuri, mai mulți etrieri intersectați de secțiunea înclinată de rupere). Comparînd 12 ruperi de elemente, la care un capăt avea etrieri la 30 cm, iar celălalt capăt etrieri la 15 cm, s-a obținut o diferență medie experimentală între forța de rupere în zona cu etrieri deși, față de forța de rupere în zona cu etrieri rari de 2,47 tf, față de 2,4 tf, valoare rezultată din calcul (diferențele au variat însă de la caz la caz destul de mult, aproximativ de la 0 la 5 tf). Se consideră acceptabilă în proiectarea curentă soluția prevăzută actualmente în prescripții de a se scădea capacitatea portantă a unui etrier din valoarea rezultată teoretic pe lungimea secțiunii înclinate.

Tabela 3

Valorile coeficientului γ pentru rezistențele de calcul ale betonului

Rezistența de calcul a betonului	Armare transversală p% / $\frac{s_i}{h_0}$	Cu armături transversale			Fără armături transversale		
		1	2	3	1	2	3
B 150	1	0,100	0,141	0,173	0,150	0,212	0,260
și	2	0,075	0,106	0,130	0,100	0,141	0,173
B 250	3	0,067	0,095	0,116	0,083	0,117	0,144

Tabela 4

Compararea valorilor calculate Q_l și $bh_o\ R_t$

$\frac{s_i}{h_o}$	$\frac{Q_b}{bh_oR_t}$ Q_b fiind determinat conform				
	relației (5′) pentru p =			P. 8—62; SNiP II. C—1.62	
	1	2	3	pentru valorile normate ale rezistențelor $\left(\frac{R_i}{R_t} = 11\right)$	pentru valorile de calcul ale rezistențelor $\left(\frac{R_i}{R_t} = 16\right)$
1	2,40	3,40	5,20	1,65	2,40
2	0,80	1,13	1,39	0,83	1,21
3	0,44	0,63	0,77	0,55	0,80

— Pentru armăturile înclinate s-au obținut uneori experimental sporuri de capacitate portantă comparabile cu cele rezultate din calculul conform normativului condiționat P.8 — 62, respectiv conform prescripțiilor sovietice SNiP II.C — 1.62; alteori sporurile reale sînt sensibil mai mici (tabela 7).

Tabela 5

Influența lățimii tălpii

Tipul elementului	Rezistența cubică a betonului în ziua încercării (kgf/cm²)	Forța tăietoare la rupere (tf)		Raport $\frac{Q_{exp}}{Q_{calc}}$			
				Conf. P.8 – 62		Conf. prevederilor din studiu	
		Valori individuale	Media	Valori individuale	Media	Valori individuale	Media
C t 1.1	159 156	12,39 10,90	11,64	1,24 1,12	1,18	1,19 1,16	1,18
C T 1.1	175	12,88 13,98	13,43	1,45 1,54	1,49	1,15 1,16	1,16
C t 1.2	165 180	15,42 17,67	16,54	1,93 2,26	2,09	1,24 1,33	1,29
C T 1.2	147	20,88 18,50	19,69	2,66 2,44	2,55	1,41 1,25	1,33

Tabela 6

Valorile $\frac{Q_{exp}}{Q_{calc}}$ pentru elemente cu latura comprimată înclinată

Tipul secțiunii	Conform P.8-62		Cu h_0 de la capătul secțiunii înclinate	
	Valori medii	Interval de variație	Valori medii	Interval de variație
Dreptunghiulară	1,26	0,72—1,58	1,10	0,87—1,37
Secțiune T	1,33	1,10—1,79	0,94	0,69—1,09

Tabela 7

Aportul armăturilor înclinate la preluarea forței tăietoare

Elementul	Forța tăietoare preluată de armătura înclinată (tf)		Observații
	Calculat	Experimental	
AR 2	4,03	4,53	Diferența între ruperea dintr-o zonă cu armătură înclinată și ruperea într-o zonă fără armătură înclinată
A R 3	4,55	2,28	
C t 4.1— C t 1.1	9,25	3,85	
C T 3.1— C T 1.1	7,65	4,45	La valoarea experimentală trebuie adăugat 1,5—2 tf, reprezentînd efectul diferenței rezistenței betonului

Cînd fisura înclinată de rupere intersecta armătura înclinată în apropierea capătului porțiunii oblice, aportul armăturii

Tabela 8

Cazuri de aport neglijabil al armăturilor înclinate

Elementul	Armătură înclinată	Forța tăietoare la rupere (tf)	Observații
AR I — ruperea I	cu	15,80	
AR II — ruperea II	fără	15,28	
C T 6.2	cu	19,32	
C T 1.2	fără	19,69	
C T 7.2	cu	20,37	$R_b = 173$ kgf/cm^2
C T 1.2	fără	19,69	$R_b = 147$ kgf/cm^2

înclinate la sporirea capacității portante a rezultat neglijabil (tabela 8).

În lipsa unei soluții mai analitice se poate admite că în calcul urmează a fi luate în considerație numai armăturile înclinate care sînt intersectate de secțiunea înclinată critică la o distanță acceptabilă de capătul porțiunii înclinate (s-ar putea considera, ca în normele americane ACI 318—63, că armăturile înclinate se introduc în calcul numai dacă intersecția cu secțiunea înclinată se află în segmentul mijlociu de lungime $\frac{3}{4}$ din lungimea porțiunii înclinate).

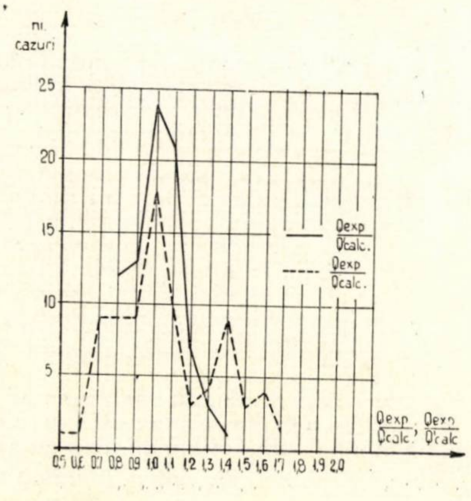
În orice caz, trebuie menționat că valorile experimentale au pus în evidență totdeauna un aport al armăturilor înclinate mai redus decît cel ce rezultă din calculele efectuate pe baza unor relații corespunzătoare schemei „grindă cu zăbrele" simplă :

$$Q_{ai} = \Sigma A_{ai}\, \sigma_e (\sin\alpha + \cos\alpha). \qquad (7)$$

10. Pentru a analiza îmbunătățirea obținută în ceea ce privește corespondența cu comportarea reală, au fost comparate 133 rezultate experimentale cu datele de calcul obținute pe baza normativului condiționat P.8—62 și pe baza premizelor din studiul INCERC, respectiv aceeași schemă ca în normativul condiționat, cu determinarea lui Q_b conform relațiilor (5)—(5′) și cu limitarea raportului $\frac{s_i}{h_0} \leqslant 3$, cu introducerea lui h_0 de la capătul din zona comprimată a secțiunii înclinate la elementele tip B, cu neglijarea armăturilor înclinate intersectate de secțiunea critică în apropierea capătului porțiunii înclinate.

Rezultatele experimentale sînt extrase din lucrări efectuate la INCERC [10], lucrări efectuate de F. Leonhardt și R. Walther [11], precum și la VISI — Sofia [12].

Fig. 2. Curbe de frecvență. Elemente cu secțiune dreptunghiulară



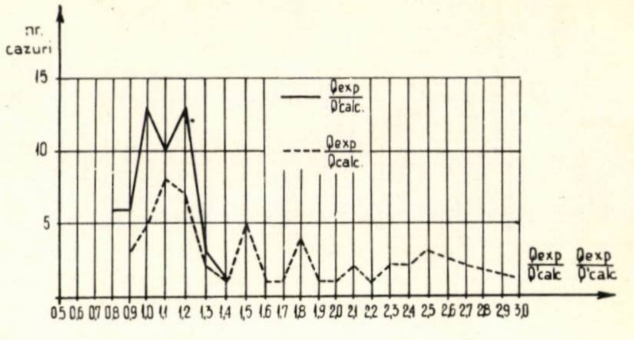


Fig. 3. Curbe de frecvență. Elemente cu secțiune T

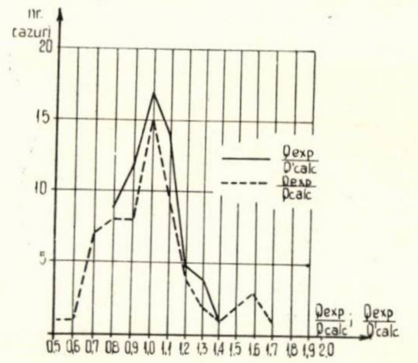


Fig. 4. Curbe de frecvență. Elemente cu înălțime constantă

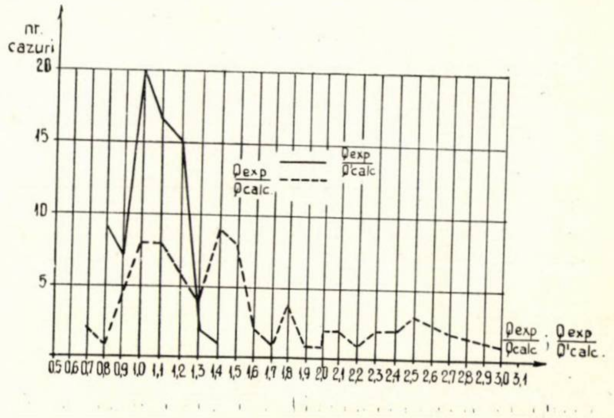


Fig. 5. Curbe de frecvență. Elemente cu înălțime variabilă

Datele comparative sînt prezentate în figurile 2—6. Rezultă clar că se obține o mai bună apropiere de comportarea reală prin efectuarea calculului pe baza premizelor din studiul INCERC : raportul dintre forța tăietoare experimentală și cea calculată variază între 0,76 și 1,41 (valoare medie 1,03) față de 0,55—3,02 (valoare medie 1,27) în cazul efectuării calculului conform prevederilor normativului condiționat P.8—62.

11. La INCERC se efectuează în continuare noi studii și experimentări privind influența altor factori, cum ar fi influența aderenței dintre beton și armăturile longitudinale (studiul se efectuează în colaborare cu Institutul de construcții București), precum și unele aspecte speciale, cum ar fi comportarea consolelor scurte.

În paralel, în perioada 1968—1969, rezultatele studiilor vor fi prelucrate în continuare, în vederea elaborării unor propuneri concrete de îmbunătățire a prescripțiilor.

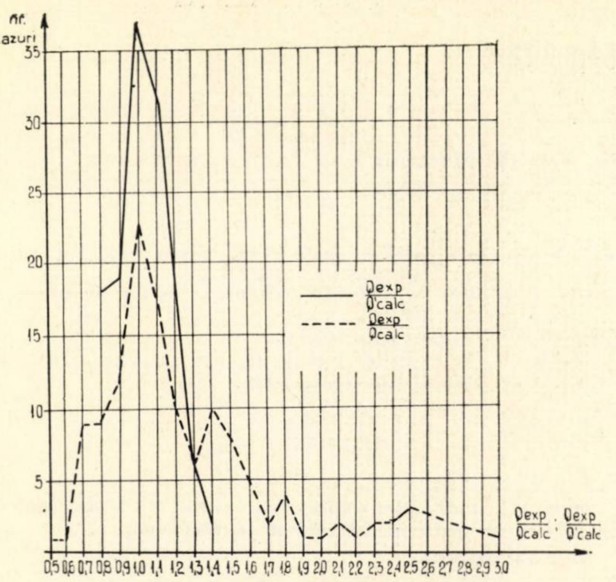


Fig. 6. Curbe de frecvenţă. Total rezultate prelucrate

În ceea ce priveşte rolul ancorării armăturilor longitudinale şi îmbunătăţirea prevederilor de proiectare ce se referă la realizarea corespunzătoare a acestei ancorări au fost efectuate studii la INCERC într-o etapă anterioară [15].

Problema fisurării în secţiuni înclinate, rezolvată încă nesatisfăcător sau neintrodusă în prescripţii [10], nu este studiată în prezent la INCERC, urmînd a fi eventual abordată într-o etapă ulterioară. Prevenirea unor deschideri exagerate ale fisurilor oblice în exploatare urmează a se face în continuare pe baza ,,indicaţiilor constructive" din prescripţii.

De asemenea, într-o etapă ulterioară s-ar putea analiza şi posibilităţile de îmbunătăţire a schemei de calcul, cu luarea în consideraţie mai corespunzătoare a acţiunii concomitente a momentului încovoietor şi forţei tăietoare.

12. Concluziile primei părţi a studiilor ce se întreprind la INCERC în perioada 1966—1970, cu privire la comportarea şi calculul elementelor de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare, pot fi sintetizate după cum urmează:

— Schema de calcul adoptată în normativul condiţionat P.8—62 poate fi considerată ca o soluţie acceptabilă în etapa actuală.

— Mărimea forţei tăietoare preluată de betonul zonei comprimate este influenţată de un număr mai mare de factori decît cei ce apar în relaţia de calcul din normativul condiţionat. Relaţiile propuse în studiul INCERC, care introduc şi influenţa procentului de armare şi un factor de corecţie explicit, funcţie de raportul $\frac{M}{Qh_0}$ duc la rezultate mult mai apropiate de comportarea reală.

— Neluarea în consideraţie în calcul a aportului plăcii din zona comprimată a secţiunilor T este o ipoteză acoperitoare. Dacă se efectuează calculul pe baza relaţiilor din studiul INCERC, această acoperire suplimentară este suficient de redusă pentru a se putea considera aproximaţia ca acceptabilă.

— Luarea în consideraţie în calcul a influenţei variaţiei înălţimii conform prevederilor din normativul condiţionat P.8—62 duce la rezultate acoperitoare, adesea prea acoperitoare. O mai bună apropiere de comportarea reală se obţine determinînd forţa tăietoare preluată de betonul zonei comprimate pe baza premizelor din studiul INCERC şi introducînd în relaţia pentru calculul lui Q_b, la elemente cu faţa comprimată înclinată, valoarea lui h_0 de la capătul din zona comprimată a secţiunii înclinate.

— Limita de calcul bh_0R_t, prevăzută în normativul condiţionat P.8—62 ca valoare maximă pînă la care nu se efectuează calculul armăturilor transversale necesare pentru preluarea forţei tăietoare, are o justificare teoretică şi experimentală insuficient de concludentă. Pînă la îmbunătăţirea prescripţiilor în această direcţie, prevederea se va aplica numai în strictă corelare cu indicaţiile constructive privind dispunerea de armături transversale în toate cazurile curente.

— Prevederile normativului condiţionat P.8—62 cu privire la aportul armăturilor înclinate la preluarea forţei tăietoare corespund acceptabil cu comportarea reală, dacă secţiunea înclinată critică intersectează armătura înclinată în zona sa mijlocie.

Se poate considera ca o soluţie acceptabilă introducerea în calcul numai a armăturilor înclinate intersectate de secţiunea de calcul în porţiunea mijlocie de lungime 3/4 din lungimea întregii porţiuni înclinate a armăturii.

13. Pentru o parte din concluziile studiilor întreprinse pînă în prezent s-au făcut propuneri privind modificarea unor prevederi în cadrul proiectelor de prescripţii actualmente în revizuire, iar pentru o altă parte se vor face propuneri privind îmbunătăţirea prescripţiilor de calcul după încheierea studiilor.

Bibliografie

[1] * * * *Normativ condiţionat pentru calculul şi alcătuirea constructivă a elementelor de construcţii civile şi industriale din beton, beton armat şi beton precomprimat, P.8-62.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1963.

[2] * * * :*Recomandări practice unificate pentru calculul şi execuţia lucrărilor de beton armat.* Paris, CEB, 1964.

[3] * * * : *Elemente de construcţii din beton şi beton armat.* Norme de proiectare; SNiP II.C-1.62, Moscova, 1962.

[4] * * * : *ACI Standard Building Code Requirements for Reinforced Concrete* (ACI 318-63). Iunie, 1963.

[5] Nicolau V.: *Betonul armat.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1962.

[6] Borişanschi M. S.: *Calculul armăturilor înclinate şi al etrierilor în elementele încovoiate de beton armat, în stadiul de rupere.* Moscova—Leningrad. 1946.

[7] Weissenberg M.: *Date privind comportarea şi calculul elementelor de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare.* Studii şi cercetări INCERC — Beton armat şi beton precomprimat, 1967.

[8] Weissenberg, M. Spînoche M.: *Influenţa variaţiei înălţimii secţiunii asupra capacităţii portante la forţa tăietoare a elementelor de beton armat.* Studiu privind analiza rezultatelor experimentale obţinute la încercările efectuate în 1966. INCERC, 1967.

[9] Löbel L., Weissenberg M.: *Comportarea la acţiunea forţelor tăietoare a grinzilor de beton armat şi beton precomprimat.* Studiu comparativ între rezultatele experimentale cunoscute din literatură şi metoda de calcul conform normativului condiţionat P.8-62. INCERC, decembrie 1964.

[10] Weissenberg M., Löbel L., Sachelarescu N., Spînoche M.: *Influenţa variaţiei înălţimii secţiunii asupra capacităţii portante la forţă tăietoare,* partea I şi partea II, INCERC, 1966.

[11] Leonhardt F., Walther R.: *Contribuţii la studiul problemei comportării la forţa tăietoare în construcţiile de beton armat*: Beton und Stahlbetonbau nr. 12/1961, 2/1962, 3/1962, 6/1962, 7/1962, 8/1962, 11/1962, 8—9/1963.

[12] VISI—Sofia: *Informare privind stadiul cercetărilor în 1966—1967 la tema*: *Studii experimentale şi teoretice asupra capacităţii portante a grinzilor în secţiuni înclinate*; Comunicare la Consfătuirea specialiştilor din ţările membre ale CAER, Moscova, aprilie 1967.

[13] Kani C. N.: *Factori de bază privind ruperea prin forfecare.* Journal of the American Concrete Institute, iunie 1966.

[14] * * * *Norme de proiectare a elementelor de construcţii din beton şi beton armat.* Recomandări pentru standardizare. Comisia permanentă pentru construcţii CAER, noiembrie 1963.

[15] Weissenberg M., Sachelarescu N., Tătaru G.: *Influenţa aderenţei şi a ancorării armăturilor asupra capacităţii portante a elementelor de beton armat.* INCERC, 1962—1964.

[16] Löbel L., Weissenberg M.: *Calculul elementelor încovoiate de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare,* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 7/1964.

Scări ortopoligonale

Ing. V. Dianu, ing. M. Istrate, ing. Gh. Momanu *
Trustul de construcţii Galaţi Inst. politehnic Galaţi

Scările cu placă cotită sau cu placă treaptă-contratreaptă, care se utilizează din ce în ce mai des, pun probleme deosebite atît din punct de vedere al proiectării, cît şi din punct de vedere al execuţiei.

În literatura tehnică, problema acestui tip de scară a fost abordată de către prof. Luiz P. Sàenz în lucrarea ,,Calculo de Estructuras Planas de eje Ortopoligonal''. Scările realizate de prof. Sàenz şi articolul său ulterior [1] au trezit un deosebit interes în rîndul constructorilor, ceea ce a determinat iniţierea unor discuţii şi analize asupra metodelor de calcul şi de alcătuire a acestor scări, publicate în [2] şi [3].

Aceste discuţii au dus la stabilirea unor principii de calcul şi de alcătuire a scărilor cu placă treaptă-contratreaptă.

Alţi cercetători [4] au iniţiat studii în ceea ce priveşte stabilirea stării reale de eforturi folosind metodele fotoelastice.

Autorii articolului de faţă, în urma realizării şi încercării în anul 1964 a unei scări avînd structura alcătuită din placă treaptă-contratreaptă cu un număr de 15 trepte, au considerat necesară precizarea şi sistematizarea metodelor de calcul şi de alcătuire a unor asemenea scări în vederea uşurării proiectării lor.

★

Prin scară cu placă cotită sau cu placă treaptă-contratreaptă se înţelege o scară la care eforturile determinate de sarcinile exterioare sînt preluate numai de trepte şi contratrepte (fig. 1).

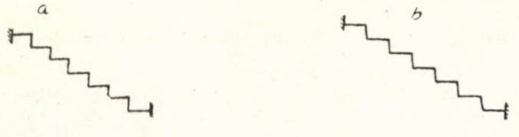


Fig. 1

În cazul cînd unghiurile dintre trepte şi contratrepte sînt de 90°, scările poartă denumirea de scări cu structură plană ortopoligonală (fig. 4).

În majoritatea cazurilor, aceste structuri sînt static nedeterminate, iar rezolvarea lor a fost abordată prin diferite metode ca : metoda analogiei compresiunii excentrice, metoda energetică sau metoda diferenţelor secunde.

Toate aceste metode au la bază anumite schematizări şi ipoteze unanim admise, care aduc importante simplificări de calcul. Astfel, s-a considerat că :

— structura este plană, fără a se ţine seamă de eventualele conlucrări spaţiale ;

— încărcările provenite din sarcinile permanente şi utile sînt concentrate în dreptul contratreptelor.

În cele ce urmează vor fi expuse primele două metode care au caracter general şi care pot fi aplicate la orice structură. Vor fi prezentate totodată rezultatele la care s-a ajuns, precum şi mersul operaţiilor pentru proiectare.

I. METODA ANALOGIEI COMPRESIUNII EXCENTRICE (ANALOGIEI COLOANEI)

Metoda se bazează pe identitatea matematică ce există între eforturile de compresiune din coloana analogă şi momentele încovoietoare din structura reală, atunci cînd coloana analogă este încărcată cu diagrama de moment încovoietor a structurii reale împărţită prin EI_s, luată ca sarcină axială. Secţiunea coloanei analoge are forma profilului structurii cu lăţimea $\frac{1}{EI_s}$ (I_s fiind momentul de inerţie al secţiunii curente a structurii reale).

Momentul încovoietor într-o secţiune a unei structuri static nedeterminate poate fi scris :

$$M_s = M_s^d - M_s^n \qquad (1)$$

unde M_s^d şi M_s^n sînt respectiv momentul static determinat şi momentul static nedeterminat în secţiunea ,,s''.

M_s^n are expresia :

$$M_s^n = \frac{\theta}{A} \pm \frac{M_y^c - M_x^c \dfrac{I_{xy}}{I_x}}{I_y - \dfrac{I_{xy}^2}{I_x}}\, x \pm \frac{M_x^c - M_y^c \dfrac{I_{xy}}{I_y}}{I_x - \dfrac{I_{xy}^2}{I_y}}\, y \qquad (2)$$

în care :

θ este încărcarea totală pe coloana analogă (suprafaţa diagramei de moment încovoietor, împărţită prin EI_s, a structurii static determinate aleasă ca sistem de bază, încărcată cu forţele exterioare şi aplicată în centrul de greutate al suprafeţei respective) ;

A este suprafaţa coloanei analoge ;

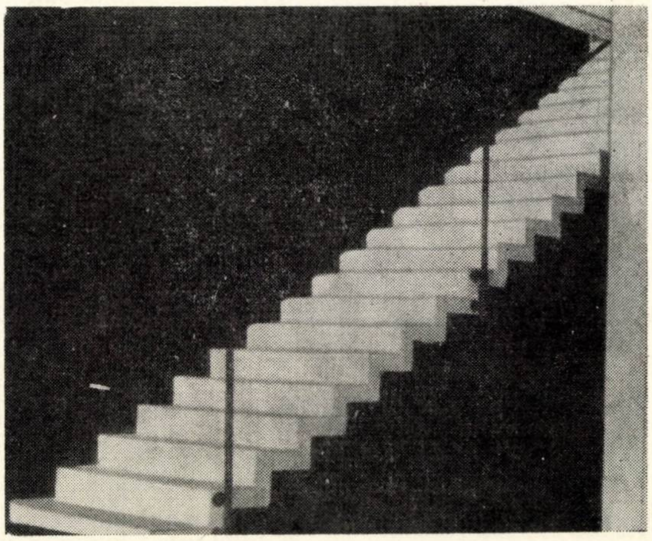
$M_y^c = \theta a$ şi $M_x^c = \theta b$ sînt momentele încărcării totale faţă de axele y şi x ;

I_x, I_y şi I_{xy} sînt momentele de inerţie, respectiv momentul centrifugal, ale secţiunii coloanei analoge faţă de axele ortogonale de referinţă, de direcţie aleasă, care au originea în centrul de greutate al coloanei analoge ;

x şi y sînt coordonatele punctului în care se calculează momentul şi sînt considerate în valoare absolută (în particular, la o structură dublu încastrată, pentru coordonatele capetelor se obţin momentele static nedeterminate).

Formula scrisă poate fi aplicată pentru orice structură cu un singur contur închis sau cu încastrări la extremităţi, supusă la sarcini acţionînd în planul său. Ea se simplifică considerabil în cazul structurilor simetrice şi simetric încăr-

Fig. 2



---

* Autorii în ordine alfabetică.

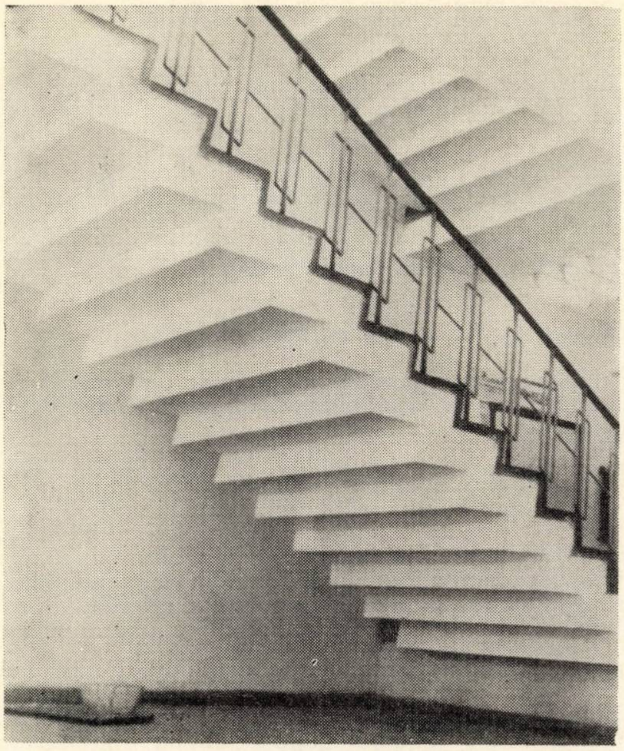


Fig. 3

cate (cazul cel mai frecvent întîlnit la scările ortopoligonale) deoarece în acest caz expresia (2) se reduce la :

$$M_s^n = \frac{\theta}{A} \qquad (2')$$

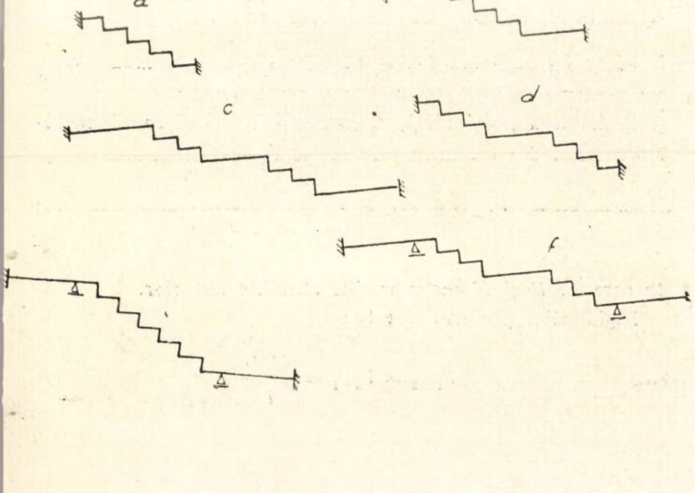
întrucît încărcarea totală este aplicată în centrul secțiunii coloanei analoge. Expresia (2′) dă totodată și valoarea momentului static nedeterminat din încastrare.

1. Scări fără paliere, simetric încărcate (fig. 5)

Ținînd seamă de cele arătate și de ipotezele de încărcare pentru o scară încastrată la capete, fără paliere de odihnă, cu „n" trepte, pentru momentul de încastrare rezultă următoarea expresie :

$$M_{1-1'} = M_{1'-1} = \frac{Pn\,L_h}{12n}(n^2-1)\left(\frac{1+\dfrac{L_v}{L_h}\cdot\dfrac{I_v}{I_h}}{1+\dfrac{n-1}{n}\cdot\dfrac{L_v}{L_h}\cdot\dfrac{I_h}{I_v}}\right) \qquad (3)$$

Fig. 4



în care :

P este sarcina concentrată ce acționează pe fiecare contratreaptă și „n" numărul de trepte.

L_h și $I_h = \frac{bl_h^3}{12}$ sînt : lățimea, respectiv momentul de inerție al treptei.

L_v și $I_v = \frac{bl_v^3}{12}$ sînt : înălțimea, respectiv momentul de inerție al contratreptei („b" fiind lățimea scării).

Expresia (3) se mai poate scrie sub forma :

$$M_{1-1'} = M_{1'-1} = M \cdot K' \quad \text{unde}$$

$$M = \frac{Pn\,L_h}{12}(n^2-1), \quad K' = \frac{1+K}{1+\dfrac{n-1}{n}K} \quad \text{cu } K = \frac{L_v\,I_h}{L_h\,I_v} \qquad (3')$$

Se observă că M este momentul de încastrare al unei grinzi dublu încastrate de deschidere nL_h acționată de „$n-1$" sarcini echidistante P.

Rezultă din (3′) că momentul de încastrare al unei scări de tipul amintit poate fi calculat prin multiplicarea momentului de încastrare al unei grinzi drepte dublu încastrate (de aceeași deschidere și încărcată cu sarcinile scării) cu coeficientul de corecție K' ale cărui valori pentru diverse raporturi $\frac{L_v}{L_h}$ și pentru $l_h = l_v$ se găsesc în tabela 1.

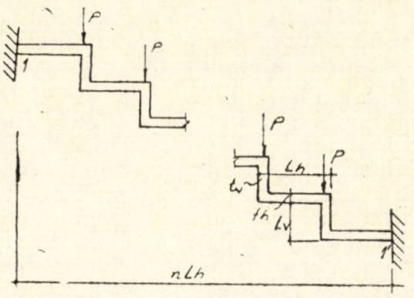


Fig. 5

Din valorile lui K' se observă că pentru scări cu mai mult de 10 trepte, calculul poate fi făcut ca pentru o grindă dreaptă de deschidere nL_h, diferența între momentele obținute astfel față de calculul exact fiind sub 5%.

2. Scări simetrice cu paliere de odihnă la capete, simetric încărcate (fig. 6)

În ipoteza că lungimea palierelor este un multiplu întreg al lățimii treptei, expresia momentului de încastrare rezultă sub forma :

$$M_{1-1'} = M_{1'-1} = \frac{Pn\,L_h}{12n}(n^2-1)\,K'' \quad \text{unde}$$

$$K'' = \frac{1+K-KA}{1+\dfrac{n-1}{n}K-KB} \quad \text{cu } K = \frac{L_v\,I_h}{L_h\,I_v} \text{ și}$$

$$A = \frac{2m\,(m+1)\,(3n-2m-1)}{n\,(n^2-1)}; \qquad B = \frac{2m}{n}. \qquad (4)$$

Ipoteza făcută, că lungimea palierelor este un multiplu întreg al lățimii treptei, nu restrînge generalitatea cazului, deoarece divizînd palierul în porțiuni avînd lungimile egale cu lățimea treptei, poate rezulta la fiecare palier cel mult o porțiune avînd lungimea diferită de lățimea treptei, porțiune care poate fi neglijată sau asimilată cu o treaptă întreagă, după caz.

Tabela 1

a	$P = L_v/L_h$						
	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
2	1,1667	1,2000	1,2308	1,2593	1,2857	1,3103	1,3333
3	1,1052	1,1250	1,1429	1,1591	1,1739	1,1875	1,2000
4	1,0769	1,0909	1,1034	1,1148	1,1250	1,1343	1,1429
5	1,0606	1,0714	1,0811	1,0897	1,0978	1,1046	1,1111
6	1,0503	1,0588	1,0667	1,0737	1,0804	1,0857	1,0909
7	1,0425	1,0500	1,0566	1,0625	1,0678	1,0726	1,0769
8	1,0370	1,0435	1,0492	1,0543	1,0588	1,0629	1,0667
9	1,0328	1,0385	1,0435	1,0479	1,0519	1,0556	1,0588
10	1,0294	1,0345	1,0390	1,0429	1,0465	1,0497	1,0526
11	1,0267	1,0312	1,0353	1,0389	1,0421	1,0450	1,0476
12	1,0244	1,0285	1,0323	1,0355	1,0384	1,0411	1,0435
13	1,0224	1,0263	1,0297	1,0327	1,0354	1,0378	1,0400
14	1,0209	1,0244	1,0275	1,0303	1,0328	1,0350	1,0370
15	1,0194	1,0227	1,0257	1,0282	1,0306	1,0326	1,0344
16	1,0182	1,0212	1,0240	1,0264	1,0286	1,0305	1,0323
17	1,0171	1,0200	1,0226	1,0242	1,0268	1,0286	1,0303
18	1,0161	1,0189	1,0213	1,0234	1,0253	1,0274	1,0286
19	1,0153	1,0178	1,0201	1,0221	1,0239	1,0255	1,0270
20	1,0145	1,0169	1,0191	1,0210	1,0227	1,0243	1,0256

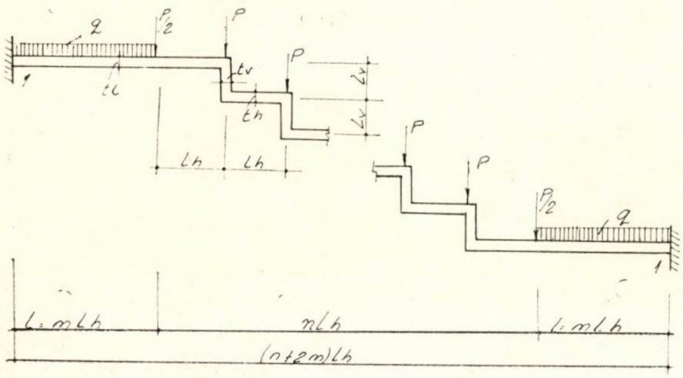


Fig. 6

II. METODA ENERGETICĂ

Calculul static al unei astfel de structuri poate fi făcut folosind metodele generale ale staticii construcţiilor.

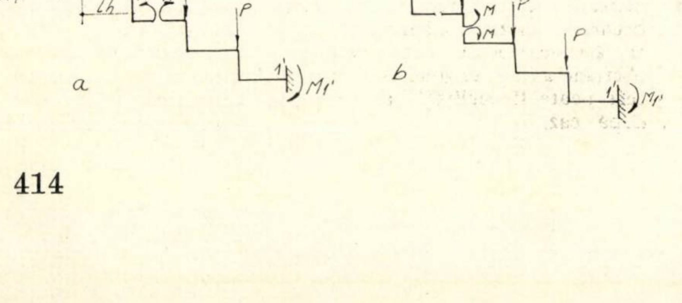
Folosind metoda eforturilor, au fost deduse expresiile momentului de încastrare pentru scări fără paliere la capete, cu număr impar sau par de trepte, sub forma:

1. Scări cu număr impar de trepte (fig. 7 a)

$$M_{1-1'} = M_{1'-1} = 2CPL_h - M \text{ în care:} \qquad (5)$$

$$M = PL_h \frac{C + D\,(1 + K)}{A + KB}$$ este momentul în mijlocul deschiderii în structură static nedeterminată încărcată cu sarcinile reale ce acţionează structura.

Fig. 7



Coeficienţii din formulele (5) au expresiile:

$$A = \frac{n}{2}\,; \; B = \frac{n-1}{2}\,; \; C = \frac{(n+1)\,(n-1)}{16}\,;$$

$$D = \frac{(n-1)\,(n+1)\,(n-3)}{48}\,; \; K = \frac{L_v}{L_h} \cdot \frac{I_h}{I_v}$$

„*n*" fiind numărul de trepte (impar).

2. Scări cu număr par de trepte (fig. 7 b)

Expresia pentru momentul de încastrare este aceeaşi ca la scările cu număr impar de trepte (5), coeficienţii avînd însă expresiile:

$$A = \frac{n}{2}\,; \; B = \frac{n-1}{2}\,; \; C = \frac{n^2}{16}\,; \; D = \frac{n(n-1)\,(n-2)}{48}$$

„*n*" fiind numărul de trepte (par).

Valorile coeficienţilor *A*, *B*, *C* şi *D* pentru un număr de trepte variind de la 2 la 20 sînt date în tabela 2.

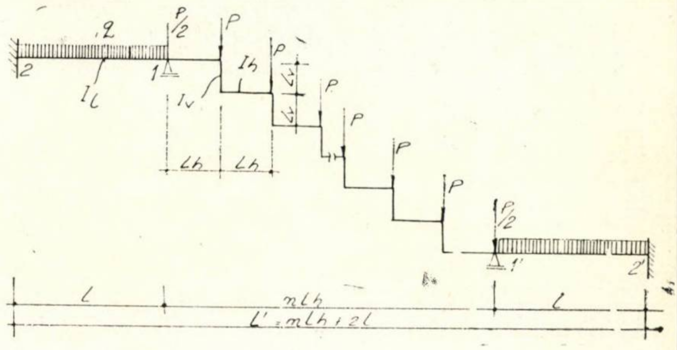


Fig. 8

3. Scări simetrice, cu paliere la capete şi reazeme intermediare, simetric încărcate (fig. 8)

Calculul scărilor de acest fel a fost făcut aplicînd metoda eforturilor combinată cu metoda deformaţiilor.

Se determină momentele de încastrare perfectă din 1, respectiv 1', pentru porţiunea 1—1', folosind expresia (5) aplicată pentru „*n*" par sau impar, după cum este cazul.

Se determină de asemenea momentele de încastrare perfectă în 1 şi 2, respectiv în 1' şi 2' pentru porţiunea 1—2, respectiv 1'—2'

$$M_{1-2} = M_{2-1} = -\frac{ql^2}{12}\,. \qquad (6)$$

Se aplică apoi metoda Cross de echilibrare a momentelor ca pentru o grindă pe mai multe reazeme.

Rigiditatea porţiunii 1—2 (a rampei) se determină cu relaţia

$$k_{1-1'} = k_{1'-1} = \frac{EI_h}{L_h\,(A + KB)} \qquad (7)$$

în care *A*, *B* şi *K* au expresiile stabilite anterior.

Rigiditatea podestului este:

$$k_{1-2} = k_{2-1} = \frac{4EI_l}{l} \qquad (8)$$

Tabela 2

Coeficienţi	Număr de trepte „*n*”																		
	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
A	1,00	1,50	2,00	2,50	3,00	3,50	4,00	4,50	5,00	5,50	6,00	6,50	7,00	7,50	8,00	8,50	9,00	9,50	10,00
B	0,50	1,00	1,50	2,00	2,50	3,00	3,50	4,00	4,50	5,00	5,50	6,00	6,50	7,00	7,50	8,00	8,50	9,00	9,50
C	0,25	0,50	1,00	1,50	2,25	3,00	4,00	5,00	6,25	7,50	9,00	10,50	12,25	14,00	16,00	18,00	20,25	22,50	25,00
D	0,00	0,00	0,50	1,00	2,50	4,00	7,00	10,0	15,00	20,00	27,50	35,00	45,50	56,00	70,00	84,00	102,00	120,00	142,50

Coeficienţii de repartiţie sînt:

$$\Gamma_{1-2} = \frac{4}{4 + \dfrac{K_1}{A + KB}}\ ; \quad \Gamma_{1-1'} = 1 - \Gamma_{1-2} =$$

$$= \frac{1}{1 + \dfrac{4\,(A + KB)}{K_1}} \quad \text{unde} \qquad (9)$$

$$K_1 = \frac{l}{L_h} \cdot \frac{I_h}{I_v} \quad \text{iar } K = \frac{L_v}{L_h} \cdot \frac{I_h}{I_v}.$$

Coeficienţi de transmitere sînt:

$$\gamma_{1-2} = \frac{\Gamma_{1-2}}{2}\ ; \quad \gamma_{1-1'} = \frac{\Gamma_{1-1'}}{2}.$$

Avînd în vedere că structura este simetrică, operaţia de echilibrare a momentelor poate fi efectuată numai pe jumătate de structură.

După „*p*” operaţii de repartiţie şi transmitere, momentele finale din capetele de bară se scriu:

$$\mathfrak{M}_{1-1'} = M_{1-1'} - (M_{1-1'} + M_{1-2}) \sum_{i=1}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}\ ;$$

$$\mathfrak{M}_{1-2} = M_{1-2} - (M_{1-1'} + M_{1-2})\, \Gamma_{1-2} \sum_{i=0}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}\ ; \qquad (10)$$

$$\mathfrak{M}_{2-1} = M_{2-1} - (M_{1-1'} + M_{1-2})\, \frac{\Gamma_{1-2}}{2} \sum_{i=0}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}.$$

Momentul din mijlocul porţiunii 1—2 are expresia:

$$M_c = M + (M_{1-1'} + M_{1-2}) \sum_{i=1}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i},$$

unde *M* se calculează cu expresia (5), iar „*p*” se alege în funcţie de gradul de precizie dorit (de obicei 3 sau 4).

Reacţiunea din reazemul 1 se scrie:

$$R_1 = AP + \frac{ql}{2} - \frac{\mathfrak{M}_{1-2} + \mathfrak{M}_{2-1}}{l} \quad \text{unde } A = \frac{n}{2}. \qquad (11)$$

4. Scări simetrice, cu paliere la capete, fără reazeme intermediare, simetric încărcate

Pentru calculul acestui tip de scară folosim rezultatele cazului precedent din care eliminăm influenţa reazemelor. În această situaţie, deplasările verticale ale punctelor 1 şi 1′ vor fi egale, datorită simetriei încărcării, iar reacţiunile R_1 şi R_1' vor fi nule.

Suprimarea reazemelor are ca efect o variaţie a momentelor în structură.

Se determină variaţiile momentelor în încastrări şi în dreptul reazemelor suprimate, ţinîndu-se seamă de simetria deformaţiei. Pentru aceasta se dă reazemelor o cedare „*y*” în aşa fel încît în paliere să apară cîte un moment unitar (fig. 9).

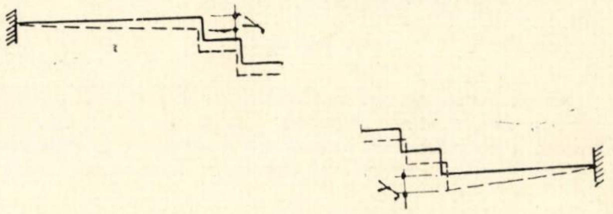


Fig. 9

Se face echilibrarea în noduri a momentelor unitare provenite din cedarea „*y*” şi se determină reacţiunea suplimentară din 1 (1′) datorită acestei cedări, cu expresiile:

$$\overline{\mathfrak{M}}^y_{1-2} = 1 - \Gamma_{1-2} \sum_{i=0}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}\ ;$$

$$\overline{\mathfrak{M}}^y_{2-1} = 1 - \frac{\Gamma_{1-2}}{2} \sum_{i=0}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}\ ;$$

$$\overline{\mathfrak{M}}^y_{1-1'} = - \sum_{i=1}^{i=p} \frac{\Gamma^i_{1-1'}}{2^i}\ ; \qquad (12)$$

$$\overline{R}^y_1 = \frac{\overline{\mathfrak{M}}^y_{1-2} + \overline{\mathfrak{M}}^y_{2-1}}{l}.$$

Reacţiunea R_1 anulîndu-se însă, creşterile de moment vor fi:

$$\Delta\mathfrak{M}_{2-1} = \frac{R_1}{\overline{R}^y_1}\, \overline{\mathfrak{M}}^y_{2-1}\ ; \quad \Delta\mathfrak{M}_{1-1'} = \frac{R_1}{\overline{R}^y_1}\, \overline{\mathfrak{M}}^y_{1-1}\ ; \qquad (13)$$

iar momentele finale în capetele de bară vor deveni:

$$\mathfrak{M}^*_{2-1} = \mathfrak{M}_{2-1} + \Delta\mathfrak{M}_{2-1}\ ; \quad \mathfrak{M}^*_{1-1'} = \mathfrak{M}_{1-1'} + \Delta\mathfrak{M}_{1-1'} \qquad (14)$$

Rezultă deci că pentru a calcula prin acest procedeu o scară cu paliere egale la ambele capete şi fără reazeme intermediare, se calculează scara ca şi cînd ar avea palierele rezemate, se suprimă apoi reazemele şi cu formulele (12), (13) şi (14) se determină momentele finale în încastrare şi în punctele iniţial presupuse rezemate.

*

În urma celor expuse rezultă că scările cu structură plană ortopoligonală pot fi calculate cu uşurinţă în cele mai frecvente cazuri întîlnite în practică.

Pentru scările simetrice de tipul celor analizate, proiectarea se face folosind formulele stabilite. Scările care nu prezintă simetrie se calculează uşor aplicînd metoda analogiei coloanei în forma ei generală.

Odată solicitările determinate se poate trece la dimensionarea şi alcătuirea secţiunilor. Pentru o alcătuire judicioasă a secţiunilor este însă util a cunoaşte şi rezultatele unor cercetări fotoelastice care sînt expuse în [4] pentru o scară simplu rezemată cu nouă trepte.

Din măsurătorile făcute rezultă că starea de tensiune în ansamblu este cea dedusă din calculele statice, solicitarea preponderentă fiind încovoierea.

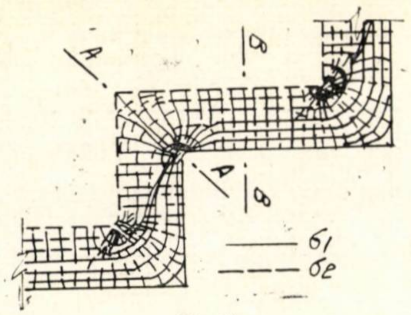


Fig. 10

Cum era şi de aşteptat, în secţiunile din locurile de frîngere ale liniei mediane se produc concentrări de eforturi (fig. 10), ale căror variaţii în planele *A—A* şi *B—B* pentru zona centrală a scării sînt date în figura 11. Factorul de concentrare poate ajunge şi chiar depăşi cifra 2. În celelalte zone ale scării, liniile izostatice sînt analoge ca la mijlocul deschiderii, iar părţile din apropierea reazemelor nu se deosebesc principial de stările de tensionare respective ale grinzii rectilinii.

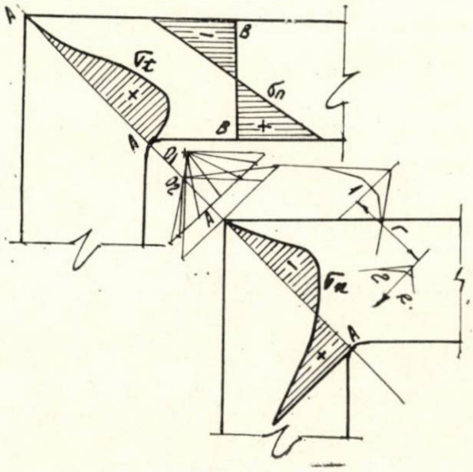
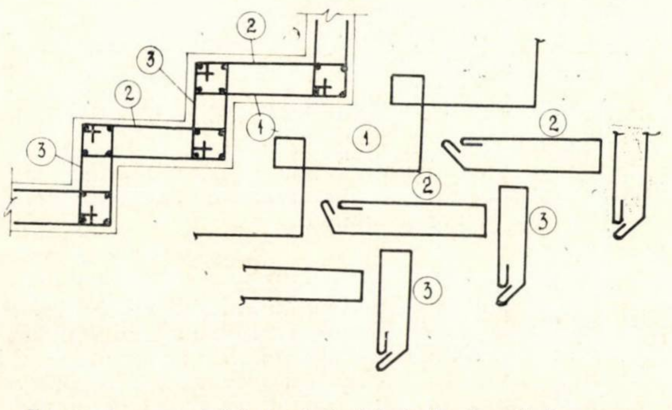


Fig. 11

Fig. 12



De aceste concentrări de eforturi trebuie să se ţină seama la dispunerea armăturilor în secţiune.

Armarea scărilor de acest tip poate fi făcută în două moduri :

— cu armături continue şi etrieri ca în figura 12 ;

— cu armături continue şi cu bare suplimentare înclinate ca în figura 13.

Armarea cu armături continue şi etrieri este mai puţin economică decît armarea cu armături continue şi bare suplimentare înclinate. Armăturile înclinate preiau concentrările de eforturi din colţurile intrînde de la faţa inferioară a scării şi contribuie la captarea unor eventuale eforturi provocate de efecte spaţiale locale.

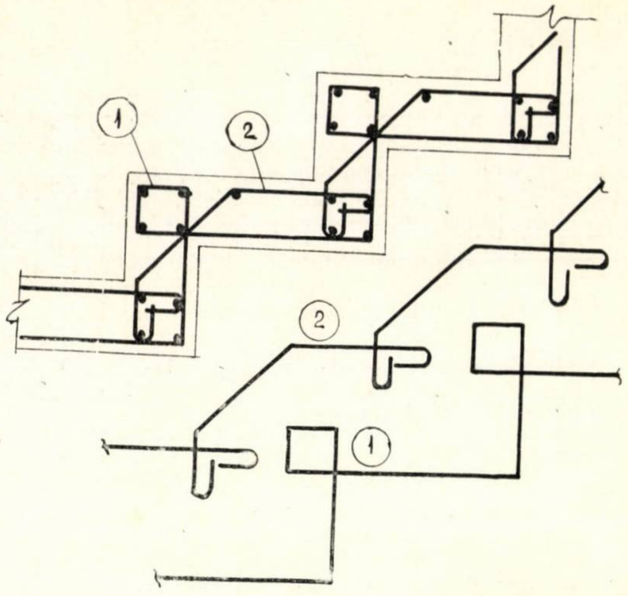
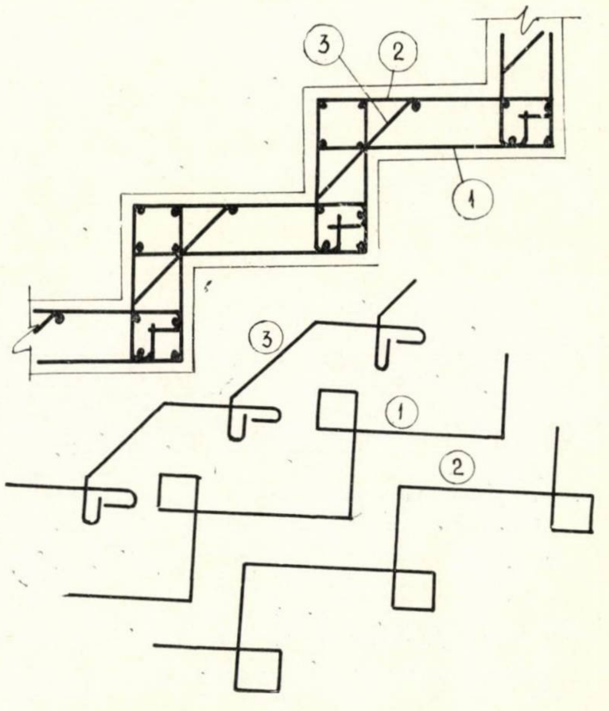


Fig. 13

Fig. 14



Se recomandă ca în cazul utilizării celui de al doilea sistem de armare, barele continue să fie dimensionate pentru a prelua eforturile provenite din momentul încovoietor calculat, iar pentru armătura înclinată să se prevadă o secţiune egală cu cea a armăturii continue.

Unii autori [4] propun, din motive tehnologice, să se prevadă şi o slabă armare realizată cu armături continue pe suprafaţa comprimată a elementului (fig. 14).

Pentru a micşora concentrările de eforturi este recomandabil să se rotunjească sau să se teşească puţin colţurile intrînde ca în figura 15, în măsura în care acest procedeu nu reprezintă un impediment din punct de vedere arhitectural. În acest caz, coeficientul de concentrare a eforturilor se poate reduce pînă la 1,1. Introducerea vutei permite realizarea celui mai eficient şi mai comod sistem de armare pentru preluarea eforturilor de întindere, cu bare drepte, cum se arată în figura 15.

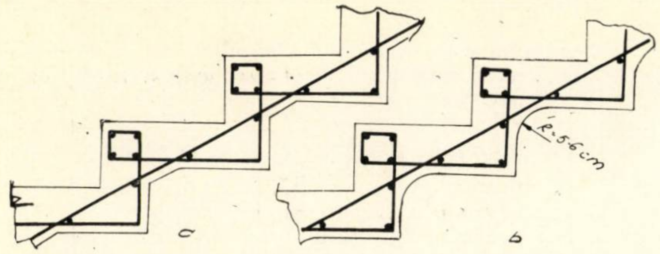


Fig. 15

Cu scopul de a nu complica inutil calculele, este de asemenea recomandabil ca grosimea treptelor să fie aleasă egală cu a contratreptelor, eventualele variații de grosime pe care le impun considerentele de ordin arhitectural fiind realizate prin intermediul materialelor de placare.

Exemplu de calcul

Se consideră scara avînd forma din figura 16. Se determină momentele în încastrare și în mijlocul deschiderii, în ipotezele :

a. cu rezemare intermediară în dreptul podestelor;

b. fără rezemare intermediară.

Se dau : $L_h = 28$ cm ; $L_v = 17$ cm ; $t_v = t_h = t_l = 12$ cm ; $l = 140$ cm ; $n = 9$.

$$M = 275 \times 0{,}28 \, \frac{5 + 10\,(1 + 0{,}607)}{4{,}5 + 0{,}607 \times 4} = 234 \text{ kgm};$$

$$M_{1-1'} = 2 \times 5 \times 275 \times 0{,}28 - 234 = 536 \text{ kgm}$$

$$M_{1-2} = -\,720 \cdot \frac{1{,}40^2}{12} = -\,117{,}5 \text{ kgm unde :}$$

$$A = \frac{9}{2} = 4{,}5\,; \quad B = \frac{9-1}{2} = 4\,; \quad C = \frac{(9+1)\,(9-1)}{16} = 5\,;$$

$$D = \frac{(9-1)\,(9+1)\,(9-3)}{48} = 10$$

$$K = \frac{17}{28} = 0{,}607 \text{ deoarece } \frac{I_h}{I_v} = 1$$

$$\Gamma_{1-2} = \frac{4}{4 + \dfrac{5}{4{,}5 + 0{,}607 \times 4}} = 0{,}834\,;$$

$$\Gamma_{1-1'} = 1 - 0{,}834 = 0{,}166$$

$$\gamma_{1-2} = \frac{0{,}834}{2} = 0{,}417\,; \quad \gamma_{1-1'} = \frac{0{,}166}{2} =$$

$$= 0{,}083, \text{ unde } K_1 = \frac{1{,}40}{0{,}28} = 5$$

$$\mathfrak{M}_{1-1'} = 536 - (536 - 117{,}5)\left(\frac{0{,}166}{2} + \frac{0{,}166^2}{2^2} + \right.$$

$$\left. + \frac{0{,}166^3}{2^3} + \ldots\right) = 498{,}2 \text{ kgm}$$

$$\mathfrak{M}_{1-2} = -\,118 - (536 - 117{,}5)\,0{,}834\left(1 + \frac{0{,}166}{2} + \right.$$

$$\left. + \frac{0{,}166^2}{2^2} + \frac{0{,}166^3}{2^3} + \ldots\right) = -\,497{,}7 \text{ kgm}$$

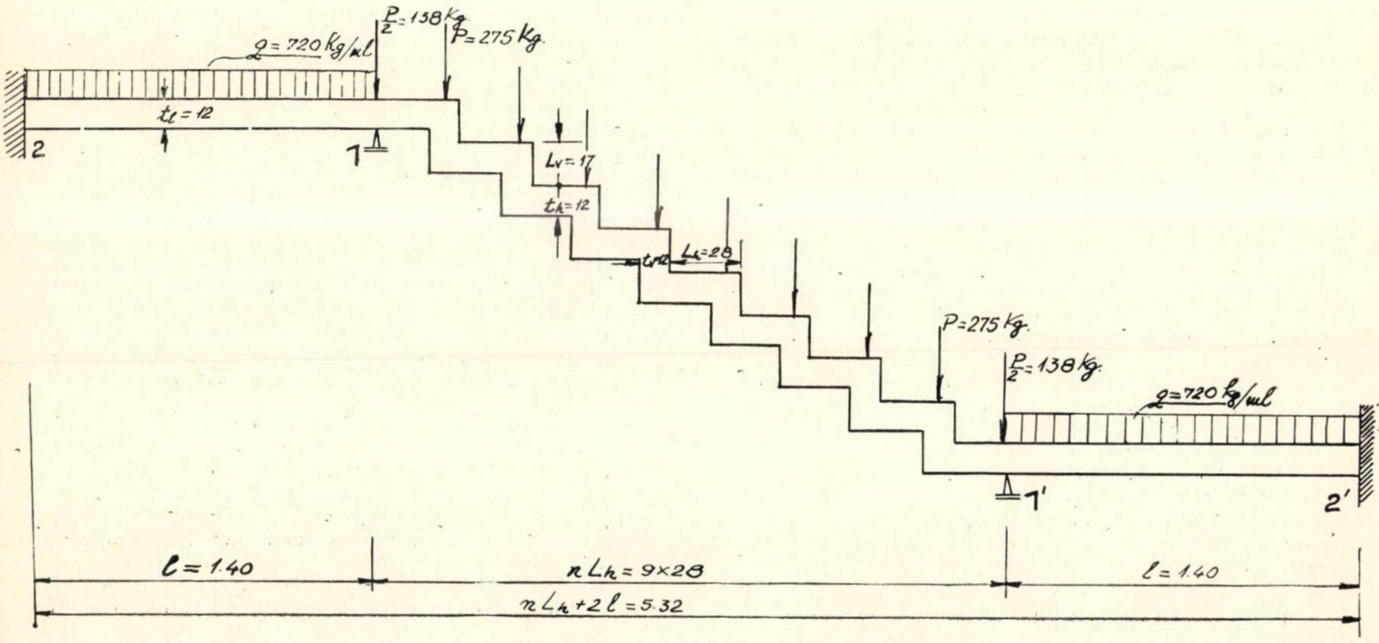
$$\mathfrak{M}_{2-1} = 118 - \frac{397{,}7}{2} = -\,70{,}8 \text{ kgm.}$$

$$M_c = 234 + (536 - 117{,}5)\left(\frac{0{,}166}{2} + \frac{0{,}166^2}{2^2} + \right.$$

$$\left. + \frac{0{,}166^3}{2^3}\right) = 732{,}2 \text{ kgm}$$

$$R_1 = \frac{9}{2} \cdot 275 + \frac{720 \times 1{,}40}{2} - \frac{497{,}7 + 70{,}8}{1{,}40} = 1\,336 \text{ kg.}$$

Fig. 16



2. Calculul scării cu paliere fără reazeme intermediare

$$\overline{\mathfrak{M}}^{y}_{2-1} = 1 - \frac{0,834}{2}\left(1 + \frac{0,166}{2} + \frac{0,166^2}{2^2} + \right.$$

$$\left. + \frac{0,166^3}{2^3} + \ldots\right) = 0,545 \text{ kgm}$$

$$\overline{\mathfrak{M}}^{y}_{1-2} = 1 - 0,834 \times 1,0905 = 0,091 \text{ kgm};$$

$$\overline{\mathfrak{M}}^{y}_{1-1'} = - \overline{\mathfrak{M}}^{y}_{1-2} = 0,091 \text{ kgm}$$

$$\overline{R}^{y}_{1} = \frac{0,545 + 0,091}{1,40} = 0,455 \text{ kg}$$

$$\Delta\mathfrak{M}_{2-1} = \frac{1\,336}{0,455} \cdot 0,545 = 1\,600 \text{ kgm};$$

$$\Delta\mathfrak{M}_{1-1'} = - \frac{1\,336}{0,455} 0,091 = - 268 \text{ kgm}$$

$$\mathfrak{M}^{*}_{2-1} = 70,8 + 1\,600 = 1\,670,8 \text{ kgm};$$

$$\mathfrak{M}^{*}_{1-1'} = 498,2 - 268 = 230,2 \text{ kgm}$$

$$M^{*}_{c} = 732,2 + 268 = 1000,2 \text{ kgm}.$$

Dimensionare :

Considerăm scara realizată din beton B 170 și oțel-beton OL 38. Pentru reazeme cu $M = 1\,671$ kgm și pentru $h_0 = 10$ cm avem :

$$B = 30,08 \text{ și } \mu = 1,18 \rightarrow A_f = 11,8 \text{ cm}^2$$

— Pentru cîmp cu $M = 1\,000$ kgm avem :

$$B = 18 \text{ și } \mu = 0,67 \rightarrow A_f = 6,7 \text{ cm}^2$$

Bibliografie

[1] Luiz P. Sàenz și Ignacio Martin : *Scări cu trepte fără dală*, American concrete journal – oct. 1961 sau Beton armè nr. 58 ian.-febr. 1965.

[2] Bezaleel S. Benjamin și alții : *Scări cu trepte — contratrepte fără dală*. Journal of the American concrete institute, iunie 1962 sau Beton armè nov.-dec. 1965.

[3] Bezaleel S. Benjamin : *Analiza scărilor cu treaptă-contratreaptă*. Indian concrete journal, dec. 1962.

[4] V. Tesàr : *Cercetarea stării de tensiune la două tipuri de panouri pentru casa scării*. Pozemni stavby, nr. 10, 1964.

[5] A. Gheorghiu : *Statica construcțiilor*. București, Editura tehnică, 1966.

[6] A. R. Cusens : *Calculul scărilor fără placă*. Concrete and Constructional Engineering, nr. 10, octombrie 1966.

Aspecte în legătură cu introducerea unor noi sisteme de instalații electrice pentru clădirile de locuit

Ing. Gh. Chiriță

C.S.C.A.S.

Numărul mare de clădiri de locuit prevăzute să se realizeze în țara noastră impune adoptarea unor sisteme de execuție-montaj de mare productivitate, construcția de locuințe luînd din ce în ce mai mult caracterul unei execuții industrializate.

În mod firesc, instalațiile cu care sînt dotate clădirile de locuit au fost adaptate atît condițiilor de confort corespunzătoare unor locuințe moderne, cît și necesităților tehnologice de execuție și de exploatare a construcțiilor. Unui astfel de proces de adaptare îi sînt supuse și instalațiile electrice aferente blocurilor de locuit.

În cele ce urmează prezentăm unele aspecte privind evoluția sistemelor de instalații electrice aferente clădirilor de locuit din țara noastră și perspectiva introducerii unor sisteme care să permită execuția industrializată a acestor instalații.

Inițial, pentru instalațiile din apartamente s-au aplicat sisteme clasice, folosindu-se conducte de cupru izolate, protejate în tuburi izolante de protecție și tablouri de distribuție pe plăci de marmură (singurul element al instalației executat în atelier).

După 1955 se trece la utilizarea conductelor de aluminiu pentru instalațiile electrice din locuințe (Prescripția M.E.E.-C.S.A.C. nr. 28/1955, modificată în 1958), folosirea conductelor de cupru limitîndu-se la execuția unor circuite speciale (circuite de iluminat de siguranță, circuite telefonice, legături de protecție etc.). Prin această măsură s-au putut realiza economii apreciabile de cupru (4—8 t de cupru electrolitic, respectiv 75—165 km de conducte la mia de apartamente, în funcție de complexitatea instalației respective).

În vederea realizării unei execuții mai operative și cu costuri mai reduse și pentru a permite înglobarea instalațiilor în straturile de tencuieli și pardoseli care se prevăd din ce în ce mai subțiri, s-a trecut la utilizarea conductelor plate cu conductori de aluminiu cu izolație și manta de PVC (conducte AFYY). Concomitent s-au asimilat — pe baza unui studiu INCERC și M.I.C.M. — aparate speciale de tip plat (întrerupătoare, comutatoare și prize) care pot fi înglobate în tencuielile subțiri.

Sistemele clasice cu circuitele montate în tuburi protectoare au continuat să fie aplicate în paralel cu distribuțiile realizate cu conducte AFYY. S-au introdus însă și la sistemele clasice unele materiale și tehnologii noi. Au fost asimilate tuburi protectoare cu manta din PVC, înlocuitoare de tuburi metalice IP și IPE și s-au asimilat conducte de aluminiu cu izolație colorată din PVC.

Economia raportată la mia de apartamente ce se realizează prin înlocuirea tuburilor metalice în instalațiile electrice din locuințe este de 60 pînă la 130 km de tuburi, respectiv 100 pînă la 220 t oțel laminat (în acești indici sînt cuprinse și tuburile utilizate pentru coloanele distribuției generale și pentru circuitele de utilizare în comun din clădirile de locuit).

Astfel, pentru început s-au aplicat soluții cu circuite protejate în tuburi PVC de montate sub pardoseli și continuate pe anumite porțiuni cu conducte AFYY (pe pereți subțiri despărțitori etc.). În acest fel s-au efecutat instalațiile din ansamblul de 1 000 de apartamente din Piața Palatului R.S. România, precum și din unele ansambluri urbane realizate în perioada 1959—1962.

Sistemul s-a dovedit greoi, cu consumuri sporite de materiale, circuitele fiind expuse degradării în timpul execuției construcţiei şi celorlalte instalaţii, pierzînd totodată avantajele instalaţiilor executate exclusiv cu tuburi (posibilităţile de remediere), respectiv a instalaţiilor cu conducte AFYY (execuţie operativă).

O dată cu introducerea execuţiei din panouri prefabricate a blocurilor de locuinţe au început să fie aplicate, cu titlu experimental, diferite alte soluţii pentru executarea instalaţiilor electrice.

Astfel, la fabrica de prefabricate din Roman şi la poligonul de panouri mari Griviţa-Bucureşti s-a trecut la înglobarea în panouri a tuburilor de PVC şi a dozelor, conductorii montîndu-se pe şantier după îmbinarea şi consolidarea panourilor. Metoda nu s-a generalizat, întrucît în unele cazuri s-a constatat deteriorarea tuburilor de PVC înglobate în panouri, datorită în parte solicitărilor termice şi mecanice la care tuburile sînt supuse în timpul formării şi uscării panourilor, în parte calităţii necorespunzătoare a tuburilor şi lipsei unei tehnologii adecvate pentru montarea în cofraje a tuburilor şi a accesoriilor acestora.

Dificultăţi, încă nerezolvate satisfăcător, au apărut şi la execuţia de şantier (îmbinări de circuite între panouri, greutate la tragerea conductelor etc.).

La şantierul Griviţa, în anii 1962—1963, s-a încercat şi sistemul cu circuitele electrice conduse prin goluri create în panouri, sistem care permite renunţarea la folosirea tuburilor protectoare. Golurile în panouri s-au realizat cu ajutorul unor tije metalice. Dificultăţile tehnologice care caracterizează această metodă (necesitatea unor spaţii suplimentare pe pistele de turnare pentru manevrarea tijelor, operaţii dificile pentru fixarea tijelor, pentru a împiedica prinderea lor în beton etc.), precum şi servituţile ce apar în organizarea distribuţiei electrice (se pot realiza numai trasee rectilinii şi numai în anumite zone ale panourilor) au împiedicat extinderea sistemului.

În aceeaşi perioadă, la unele şantiere din Bucureşti şi din provincie s-au încercat şi soluţii cu înglobarea conductelor INTENC direct în panouri la turnarea betonului. Sistemul prezintă aceleaşi dezavantaje la montajul pe şantier, ca şi sistemul cu tuburi înglobate în panouri.

Problema înglobării directe în panouri a conductelor electrice a ridicat numeroase obiecţii, reproşîndu-se în special faptul că circuitele rămîn condamnate, fără posibilitate de vizitare, aceasta mai ales datorită unei anumite incertitudini cu privire la calitatea conductelor folosite.

La unele şantiere din Bucureşti, I.I.M.I. a experimentat soluţii de distribuţii cu conducte INTENC montate în canale deschise (şliţuri) realizate în elementele de beton armat ale construcţiei. Sistemul nu s-a extins, întrucît se consideră că golul canalelor afectează rezistenţa construcţiei.

Paralel cu aceste încercări, care au avut mai mult caracterul unor tatonări şi care au fost în general iniţiate pe plan local, fără o pregătire corespunzătoare, ceea ce a făcut ca rezultatele obţinute să nu fie concludente, C.S.C.A.S., cu colaborarea I.P.C.T. şi a INCERC, a trecut la efectuarea unor cercetări organizate privind comportarea diferitelor materiale de instalaţii (tuburi, conducte şi accesorii) în diferite condiţii de execuţie: înglobare în panouri, sub pardoseli, mascate sub profile metalice etc.

Aceste cercetări au arătat că înglobarea, respectiv condamnarea circuitelor cu conducte INTENC ar putea fi admisă cu condiţia utilizării unor conducte de calitate şi a unei execuţii îngrijite (în atelier); s-a mai dovedit că tubulatura de PVC poate fi utilizată în anumite condiţii pentru înglobarea în panouri.

A rezultat de asemenea că practicarea de goluri (canale tubulare, canale deschise etc.) în elementele de rezistenţă ale construcţiilor trebuie limitată, condiţie care duce la realizarea unor distribuţii rigide, cu trasee necorespunzătoare funcţional.

În cadrul acestor cercetări, INCERC a pus la punct o metodă originală pentru crearea golurilor tubulare în elementele de beton armat ale construcţiilor (panouri etc.). Se folosesc

Tabela 1

Comparaţia costurilor pentru diverse instalaţii electrice la apartamente cu două camere (efectuată în urma experimentării INCERC—1962)

Cazul	Tipul de material	Sistem de instalaţii			Material (%)	Manoperă + suplim. manop. (%)	Total devize	
		tablou	lumină	prize			lei	lei (%)
1	INTENC	C_2	clasic	clasic	100	100	917	100
2	ACYY special rotund	T_3 special	arborescent radial	buclă	140	63,76	1 075	117,2
3	Idem plat	T_3 special	arborescent radial	buclă	119	63,76	942	102,7
4	Idem plat	T_3 special	arborescent radial	arborescent radial	111	63,76	894	97,5
5	Idem plat	T_1 special	complet radial	buclă	135	66	1 054	115

Tabela 2

Durata de execuţie a instalaţiei electrice într-un apartament cu două camere (stabilită pe baza experimentării INCERC—1962)

Cazul	Tip instalaţie	Operaţia	Instal. brută, ore	Finisare, ore	Instal. completă, ore
1	Instalaţie clasică cu INTENC	Pe şantier	22	9,70	31,7
3	Instalaţie orizontală de lumină radiar-arborescentă; prize în buclă	Prefabricate în atelier	3,30		
		Montare inst. pe şantier	10 (2 oameni × 5 ore)	9,20	22,5
	Diferenţa la consum de manoperă	—	8,70 redus cu 40%	0,50	9,20 redus cu 36%

tuburi de cauciuc, care se montează în cofraje pe traseul dorit ; tuburile sînt extrase după ce betonul a făcut priză. Se pot obține astfel goluri tubulare cu traseu rectiliniu sau ocolitor, cu suprafața de calitate corespunzătoare introducerii conductelor cu izolație din PVC fără tuburi de protecție.

Metoda propusă de INCERC, denumită metoda „canales", asemănătoarea întrucîtva metodei „ductube" utilizată în unele țări apusene, are față de aceasta avantajul unei tehnologii mai simple.

Pe măsură ce pentru clădirile de locuit s-au introdus soluții de execuție industrializată (construcții monolit cu cofraje de inventar, cu cofraje glisante, construcții din panouri prefabricate) s-a continuat căutarea unor sisteme de distribuții electrice care să corespundă deziderатelor impuse de noile soluții constructive : o execuție cît mai operativă, posibilități de prefabricare, renunțarea la traseele care necesită acoperiri cu tencuieli etc.

Întrucît execuția clădirilor din panouri prefabricate a făcut obiectul celor mai multe cercetări și are perspectiva unei aplicări largi, căutarea unor sisteme noi de distribuții electrice s-a orientat în special asupra unor soluții adecvate acestui sistem constructiv.

Tabela 3

Tipul de apartament	Valoarea, în lei						Diferența față de var. cu distrib. oriz.
	Material	Manoperă	Material + manoperă	Cota de aprovizion.	Cheltuieli indirecte	Total general	
1	2	3	4	5	6	7	8
a) *Variante cu execuție prefabricată-distribuție orizontală (proiect I.P.C.T. nr. 1013/9c)*							
A.	1 001	133	1 134	30	160	1 324	—
B.	1 109	138	1 247	33	166	1 446	—
C.	1 296	159	1 455	39	191	1 685	—
b) *Variante în execuție clasică cu tuburi protectoare (soluții adaptate după proiectul I.P.C.T. nr. 1168 bloc E)* (sînt cuprinse și lucrările de ștemuire, acoperirea cu mortar a circuitelor etc.)							
A.	673	320	993	20	384	1 397	+73
B.	781	332	1 113	23	398	1 534	+88
C.	843	401	1 224	25	481	1 750	+65
c) *Variante în execuție clasică cu tuburi protectoare (proiect I.P.C.T. nr. 1168, panouri mari, bloc E)* (sînt excluse lucrările de străpungeri, ștemuiri, acoperirea cu mortar a circuitelor etc.)							
A.	673	212	885	20	254	1 159	—165
B.	781	215	1 019	23	258	1 277	—169
C.	843	282	1 224	25	338	1 488	—197
d) *Variante în execuție clasică, cu conducte AFYY (soluții adaptate după proiectul I.P.C.T. nr. 1168 bloc E)*							
A.	aproape identic cu tipul B						
B.	928	235	1 163	28	282	1 473	+27
C.	997	282	1 279	30	338	1 647	—38
Apartamente din proiectul I.P.C.T. nr. 1221/V							
a) *Variante de execuție prefabricată, distribuție orizontală*							
cu 2 camere	735	113	848	22	136	1 006	—
cu 3 camere	887	133	1 020	27	160	1 207	—
b) *Variante cu execuție clasică cu conducte AFYY*							
cu 2 camere	613	170	783	18	204	1 005	—
cu 3 camere	741	200	941	22	240	1 203	

Analizînd soluțiile de distribuție care se practică în străinătate și care s-au experimentat și la noi se pot reține două sisteme de bază : *sisteme de distribuție cu circuite înglobate în panourile construcției, respectiv sisteme cu circuite independente de elementele de structură ale construcției.*

*

Înglobarea în panouri a distribuției electrice se poate realiza în mai multe variante :

— folosindu-se tuburi metalice sau din masă plastică „pierdute în panouri" ;

— prin practicarea de goluri tubulare în panouri ;

— prin folosirea conductelor electrice de tip plat cu izolație și manta AFYY înglobate direct în beton.

Distribuțiile cu circuite înglobate prezintă anumite avantaje care pot fi luate în considerație : execuție de calitate, deplasată parțial în fabricile de panouri mari, eliminarea consumului de tuburi protectoare (la variantele cu canale sau cu conducte INTENC) ; în cazul distribuțiilor cu tuburi sau cu conducte INTENC înglobate, apare în schimb un consum suplimentar de materiale, datorită necesității de echipare cît mai universală a panourilor, în vederea limitării tipurilor de panouri. Sistemul prezintă însă unele inconveniente, care au făcut ca aceste soluții să nu poată fi generalizate, astfel : prezența golurilor în panouri (elemente de rezistență ale clădirilor), implicațiile în procesul de formare a panourilor, rigiditatea distribuției, dificultăți la îmbinarea părților de circuite înglobate în panouri diferite, numărul mare de îmbinări care impietează asupra productivității execuției și asupra finisajului locuinței, necesitatea unor lucrători de calificare ridicată, atît în fabrica de panouri, cît și pe șantier etc.

Totuși, sistemul cu distribuții înglobate este încă luat în considerație datorită faptului că la acest sistem nu sînt necesare straturi de acoperire a instalației electrice (tencueli sau pardoseli îngroșate) și mai ales datorită faptului că permite intervenții în exploatare (la variantele de canale în panouri).

Astfel, s-a efectuat în anul 1967 experimentarea prin INCERC a unor distribuții cu circuite înglobate, cu aplicarea metodei „canales", pentru crearea golurilor în panouri.

Dificultățile apărute pînă acum în desfășurarea acestei experimentări au confirmat dezavantajele ce caracterizează acest sistem (în special dificultățile tehnologice la fabricarea panourilor mari) și s-a ajuns la concluzia că sistemul de distribuții înglobate în canale practicate în panouri nu se va putea generaliza. Experimentarea a arătat totuși că, parțial, metoda „canales" va putea fi aplicată la executarea unor instalații din clădirile din panouri mari sau din beton armat monolit (ca, de exemplu, pentru realizarea derivațiilor către întrerupătoare, către prizele montate la înălțime, pentru traseul instalațiilor de antene colective, pentru coloane etc.), în cazurile în care se pot realiza trasee care să nu afecteze rezistența elementelor de structură ale clădirilor.

*

Dintre sistemele cu circuite independente de elementele de structură ale construcției, două variante practicate în străinătate au reținut atenția noastră :

— distribuții montate sub plinte sau alte elemente de acoperire (pervazuri, profile speciale etc.) ;

— distribuții plasate sub pardoseli.

Sistemele de distribuții cu circuite montate sub plinte sau alte elemente de acoperire, aplicate în unele țări și experimentate pe scară redusă și la noi, au avantajul că sînt în mare măsură independente de structura construcției. Aceste sisteme, însă, prezintă multe inconveniente majore (plintele sau diferitele profile care maschează circuitele afectează aspectul interior al apartamentului, întreaga distribuție rămînînd aparentă) ; gradul de prefabricare a instalației rămîne destul de redus ; consum mare de manoperă de calificare superioară ; instalația este expusă degradării ; necesitatea asimilării unor materiale speciale de instalații, mai scumpe decît cele clasice etc.

Este remarcabil faptul că în Cehoslovacia, după ce s-au asigurat condițiile generalizării distribuțiilor sub plinte (se produc diferite tipuri de plinte, aparate adecvate, corpuri de iluminat speciale de perete etc.) s-au elaborat norme de proiectare şi execuţie, proiecte tip etc. şi s-au executat un număr mare de astfel de instalaţii, sistemul este pe cale de a fi părăsit din cauza deficienţelor arătate mai sus.

Distribuţiile montate sub pardoseli, cunoscute şi sub denumirea mai generalizată de distribuţii cu trasee orizontale, pot fi aplicate la toate tipurile de structuri de rezistenţă, indiferent de finisajele apartamentelor (grosimi de tencuieli etc.), excepţie făcînd clădirile la care pardoselile nu ar avea grosimea necesară pentru înglobarea conductelor cu care se execută astfel de distribuţii; de asemenea, distribuţiile orizontale nu pot fi aplicate la construcţiile la care planşeele prefabricate se livrează şantierului cu pardoselile gata aplicate.

Sistemul de distribuţie orizontală este aplicat în R.D.G. ca soluţie de nivel naţional (stabilită prin ,,decizia oficială cu privire la proiectarea şi executarea instalaţiilor de încălzire, sanitare şi electrice" din 6.VI.1964, publicată în Buletinul Oficial nr. 32 partea a III-a/1964).

Aceste distribuţii se realizează cu conducte plate cu izolaţie şi manta întărită care se pozează direct sub pardoseli fără acoperiri de protecţie.

O astfel de distribuţie este constituită dintr-un număr restrîns de puncte de concentrare a circuitelor (în R.D.G. se prevede o singură doză de concentrare pentru întregul apartament), la care converg derivaţiile spre locurile de lampă, spre întrerupătoare şi circuitele de priză. Acestea se pozează numai sub pardoseli şi anume derivaţiile spre locurile de lampă, peste plafon, sub pardoseala nivelului superior, iar derivaţiile spre întrerupător şi circuitele de prize, sub pardoseala propriului nivel. Pe verticală apar numai derivaţiile la întrerupătoare şi la prizele montate la înălţime. Trecerea circuitelor dintr-o încăpere în alta se face numai prin golul uşilor sau prin goluri lăsate anume în panouri (pentru dozele de prize, pentru montajul panourilor etc.).

În unele ţări, cum este, spre exemplu, în R.D.G., comanda lămpilor se face prin relee acţionate la tensiune redusă (8 V), prin butoane care sînt racordate la punctul de concentrare a distribuţiei (unde sînt plasate releele) cu conducte plate de cupru cu secţiunea de 2 × 0,75 mm; acestea se pot poza uşor, fără să afecteze finisajul locuinţei (sub tapet, pe lîngă pervazul uşii etc.).

Principalele avantaje ale instalaţiilor orizontale sînt: permit prefabricarea integrală a distribuţiei, cu asigurarea unei execuţii de calitate; manopera de şantier este apreciabil diminuată şi revine unei mîini de lucru de calificare inferioară; elementele de structură ale construcţiei nu sînt afectate; se asigură un control riguros al consumului de materiale; se pot aplica oricărui tip de locuinţă (cu excepţiile arătate mai sus).

Sistemul prezintă însă şi unele dezavantaje, care sînt frecvent puse în discuţii: circuitele rămîn condamnate sub pardoseli, fără posibilităţi de vizitare; consum sporit de conducte electrice; necesitatea utilizării unei conducte de calitate cu izolaţie şi manta întărită; necesitatea asimilării unui aparataj de construcţie specială (aparate în execuţie plată, prize cu cleme de derivaţie); dependenţa montajului instalaţiei electrice de fazele de execuţie a construcţiei.

Totuşi, ţinîndu-se seamă de avantajele apreciabile pe care le prezintă sistemul de distribuţie orizontală şi de experienţa cîştigată în R. D. G. prin utilizarea acestui sistem, s-a considerat că acesta ar putea fi introdus de noi, bineînţeles adaptat condiţiilor din ţara noastră: o exigenţă mărită în ceea ce priveşte limitarea preţului de cost, dificultăţi în a se asimila unele aparate speciale (relee etc.), exigenţe în verificarea calităţii distribuţiilor prefabricate.

Studiile şi experimentările făcute la noi (INCERC, I.P.C.T. etc.) cu privire la introducerea instalaţiilor orizontale au confirmat în general datele privind caracteristicile acestor instalaţii.

Sînt de menţionat rezultatele obţinute prin experimentarea efectuată de INCERC în anul 1962, în cadrul căreia au fost analizate comparativ mai multe variante în distribuţii orizontale (pct. 1, 3, 4, 5 din tabela 1) cu o soluţie clasică de distribuţie (pct. 1, tabela 1). Rezultatele obţinute sînt date în tabelele 1 şi 2.

Se constată că în unele variante de distribuţie (pct. 3 şi 4 din tabela 1) consumul de materiale şi costul total al instalaţiilor nu mai sînt prohibitive. Trebuie însă să menţionăm că în cadrul acestei experimentări s-a recurs la o serie de înlocuiri din cauza lipsei unor materiale adecvate (cabluri AFYY, tablouri de marmură, doze de derivaţie speciale etc.), ceea ce a influenţat negativ concluziile experimentării în ceea ce priveşte introducerea sistemului.

În 1963—1964 s-a introdus în fabricaţie la fabrica de conductori electrici din Tg. Mureş un tip special de conductă electrică—AFYYS — conductă de tip plat, cu izolaţie şi manta întărită, care echivalează calitativ cu conducta NYM utilizată în R.D.G. pentru instalaţiile orizontale. S-a asigurat producerea şi a unui sortiment de conductă cu un al treilea conductor de protecţie din cupru potrivit pentru alimentarea prizelor cu contact de protecţie.

În 1965—1966, C.S.C.A.S. a programat o nouă experimentare a instalaţiilor orizontale prefabricate, cu utilizarea conductelor speciale AFYYS. S-a prevăzut executarea în Bucureşti a unor astfel de instalaţii la un număr de circa 100 apartamente, pe un şantier din cartierul Balta Albă.

I.P.C.T. a elaborat proiectul experimental pentru instalaţiile interioare corespunzătoare a trei tipuri de apartamente:

— apartament tip A, cu trei camere, cu 10 locuri de lampă şi 10 locuri de priză;

— apartament tip B, cu trei camere, cu 11 locuri de lampă şi 10 locuri de priză;

— apartament tip C, cu patru camere, cu 13 locuri de lampă şi 12 locuri de priză.

Spre deosebire de soluţiile aplicate în R. D. G., la care, după cum s-a mai arătat, se prevede concentrarea întregii instalaţii a unui apartament la un singur punct de distribuţie (soluţii caracterizate printr-un consum ridicat de conducte electrice), I.P.C.T. a adoptat o schemă radiar-arborescentă, cu 2—3 doze de concentrare a distribuţiei, urmărindu-se prin aceasta realizarea unui consum moderat de conducte.

S-a prevăzut utilizarea unor doze metalice speciale (confecţionate în atelier de şantier) echipate cu conectori tip Electroaparataj. În rest s-au utilizat aparate uzuale; nu s-au putut procura prize cu cleme de derivaţie (astfel de prize erau necesare pentru aplicarea în condiţii optime a soluţiei de prefabricare a instalaţiilor).

Ansamblurile de distribuţii au fost prefabricate în atelierul de şantier al I.I.M.I. şi montate apoi pe şantier, pe baza îndrumărilor date de C.S.C.A.S., I.P.C.T. şi INCERC care au asigurat asistenţa tehnică pe parcursul experimentării. Cu toate că în desfăşurarea experimentării nu s-au putut asigura toate condiţiile unei execuţii corespunzătoare noului sistem (lipsa unor materiale şi accesorii specifice, nerespectarea ritmului execuţiei construcţiei, numărul redus de instalaţii realizate, circa 40 etc.), totuşi rezultatele obţinute pot fi luate în consideraţie datorită metodologiei speciale folosite pentru urmărirea şi înregistrarea consumurilor de materiale şi manoperă, precum şi datorită faptului că indicii de consum au fost stabiliţi prin corecţii corespunzătoare unei execuţii de serie, în condiţiile folosirii materialelor specifice şi încadrării raţionale în tactele de execuţie a construcţiilor.

Variantele de distribuţie prefabricate, la care indicii de consum au fost stabiliţi prin experimentare, au fost comparate de INCERC cu variante de distribuţie clasice, la care consumurile de materiale şi manoperă s-au stabilit pe baza indicatorului de devize.

În urma analizării de către INCERC a rezultatelor experimentării s-au obţinut următoarele rezultate în ceea ce priveşte consumul de manoperă:

— timpul total necesar pentru prefabricarea şi montarea instalaţiei unui apartament şi a aparatajului respectiv în soluţia cu circuite orizontale (A) este cu 47—50% mai redus faţă de timpul necesar în soluţiile clasice. De exemplu, la un apartament de tip B, timpul total necesar în soluţia cu distribuţie orizontală este de circa 32 ore, faţă de 62 ore necesare în soluţiile clasice;

— din timpul total necesar, o cotă de circa 30% se consumă în atelierul de prefabricate; prin aceasta, manopera efectivă de şantier se reduce cu aproape 70% faţă de execuţia clasică;

— ţinîndu-se seamă că procesul de prefabricare permite utilizarea unor muncitori de calificare inferioară, reducerea valorii manoperei este de 60—63%.

În ceea ce priveşte consumul de materiale, soluţiile experimentale sînt caracterizate prin consumuri sporite de conducte electrice (circa 100 m conductă de aluminiu de 2,5 mm^2, respectiv 0,6 kg aluminiu pe apartament); procentual, consumul de aluminiu pe apartament a fost mai mare cu circa 43% faţă de soluţiile clasice.

Comparația costurilor de manoperă și materiale între soluțiile cu prefabricate și soluțiile clasice efectuate de I.P.C.T. a dus la rezultatele prezentate în tabela 3.

Din examinarea datelor din tabela 3 rezultă că instalațiile prefabricate sînt mai avantajoase și din punctul de vedere al costurilor totale (material+manoperă) decît multe din variantele în execuție clasică aplicate în prezent pe scară largă, excepție făcînd unele tipuri de apartamente cu o formă alungită, la care costul sporit al materialelor, în cazul prefabricării instalației, nu se compensează prin cîștigul realizat la manoperă.

Este de menționat că rezultatele analizei I.P.C.T. pot fi amendate de unele corecții în avantajul distribuțiilor prefabricate, întrucît în această analiză nu au putut fi prinse toate costurile suplimentare la producătorul de panouri (materiale și manoperă consumate la amenajarea panourilor), precum și costul materialelor care se pierd în cazul execuției clasice (tuburi și conducte) prin degradarea circuitelor în timpul execuției.

Mai trebuie avut în vedere că la apartamentele mici (cu 1—3 camere), care au ponderea cea mai mare în numărul de locuințe realizat anual, prefabricarea instalațiilor apare avantajoasă datorită faptului că la aceste tipuri de apartamente concentrarea distribuției se realizează cu sporuri neînsemnate la consumul de materiale.

De asemenea, mai trebuie luat în considerație faptul că experimentarea a arătat că există unele căi de reducere a costului instalațiilor prefabricate (organizarea rațională a lucrărilor de atelier, respectiv a execuției de șantier, reducerea costului dozelor de concentrare prin producția pe cale industrială a acestora etc.). Ținînd seamă de avantajele sistemului de instalații prefabricate, confirmate și prin experimentările efectuate la noi, s-a putut admite ideea aplicării unor astfel de soluții.

Tabela 4

Componența apartamentului	Costuri de deviz, lei/apart.					
	Distribuții în execuție tradițională				Distribuții prefabricate cu conducte AFYY	
	Cu conducte AFYY sub tencuieli		Cu tuburi protectoare			
	Manop.	Total	Manop.	Total	Manop.	Total
1 cameră	290	723	414	837	165	737
2 camere	409	983	594	1 150	216	1 009
3 camere	583	1 417	799	1 601	299	1 469
4 camere	697	1 647	1 082	1 978	367	1 649

Desigur, introducerea distribuțiilor orizontale prefabricate urmează să se facă pe etape, corespunzătoare fazelor de pregătire a cadrelor de proiectare și mai ales de execuție, posibilităților de organizare și dotare a atelierelor de prefabricare, în pas cu asimilarea aparatajului și a accesoriilor specifice.

Într-o primă etapă, instalațiile prefabricate se pot realiza cu materialele din producția curentă.

În vederea introducerii instalațiilor prefabricate, I.P.C.T. a elaborat un proiect directiv, care a fost aprobat în anul 1967. În cadrul acestui proiect se dau indicații — cu exemplificări însoțite de desene de execuție — în legătură cu proiectarea și executarea distribuțiilor aferente unei mari diversități de tipuri de apartamente.

Pe parcursul elaborării proiectului directiv, I.P.C.T. a reușit să îmbunătățească indicii specifici de cost ce caracterizează distribuțiile prefabricate.

Compararea acestor indici cu cei obținuți în cazul soluțiilor tradiționale arată că la aceleași tipuri de apartamente, costul distribuțiilor prefabricate este practic egal cu cel al instalațiilor tradiționale executate cu conducte INTENC-AFYY pozate sub tencuieli și este mai redus decît cel al distribuțiilor realizate cu tuburi protectoare.

Aceste rezultate avantajoase se datoresc unei concepții mai raționale în concentrarea distribuției și alegerea traseelor. Este de precizat că rezervele de reducere a costului instalațiilor prefabricate menționate mai sus nu au fost atacate în proiectul directiv, ele rămînînd ca un obiectiv de urmărit în cadrul aplicării sistemului.

În tabela 4 se prezintă principalele date asupra sistemelor de instalații comparate în proiectul I.P.C.T.

În cadrul acțiunii de introducere a instalațiilor prefabricate urmează să se omologheze norme noi de deviz, specifice sistemului; aceasta însă numai după cîștigarea unei experiențe satisfăcătoare.

Factorilor antrenați la experimentarea instalațiilor orizontale (I.P.C.T., INCERC) le revine sarcina de a contribui la generalizarea sistemului prin asistența tehnică pe care o pot acorda organelor de proiectare și de execuție interesate.

Bibliografie

[1] CSCAS: *Studiu pentru fundarea propunerilor privind dezvoltarea în perspectivă a instalațiilor electrice aferente clădirilor de locuit și social-culturale*, 1966.

[2] INCERC: *Studiu și referat cu concluzii asupra experimentării privind prefabricarea instalațiilor cu trasee orizontale în clădiri de locuit*, 1962.

[3] INCERC: *Sisteme de execuție a instalațiilor electrice în clădiri de locuit.* Referat de experimentare, 1966.

[4] I.P.C.T.: *Instalații electrice cu trasee sub pardoseală.* Referat de experimentare 1966.

[5] I.P.C.T.: *Instalații electrice prefabricate pentru apartamente, cu conducte AFYYS*. Proiect directiv, 1967.

[6] Rummel K., Wegner G., Gabriel M.: *Experiența dobîndită la executarea prin metode moderne a instalațiilor electrice la construcțiile de locuințe realizate pe cale industrială.* Der Elektro-Praktiker, RDG, nr. 10, 1964.

Cercetări asupra betonului torcretat

Conf. ing. A. Mihul, ing. D. Vătăman, ing. A. Cuciureanu

Institutul politehnic — Iași

1. CONSIDERAȚII GENERALE

În vederea rezolvării, în țara noastră, a unor probleme speciale legate de consolidarea construcțiilor, sporirea capacității portante (pentru construcțiile care își modifică destinația), realizarea plăcilor spațiale cu grosime redusă și protecția armăturilor pretensionate prin înfășurare, s-au efectuat în cadrul catedrei de beton armat de la Institutul politehnic Iași, cu sprijinul proiectanților de la IPIU* și al Intreprinderii I.C.M. 4 Iași, studii în condiții de laborator, experimentări pe standul de încercări și aplicări în condiții de șantier ale procedeului de punere în operă a betonului prin proiectarea lui sub presiune, pe cofraj sau pe un strat suport de beton.

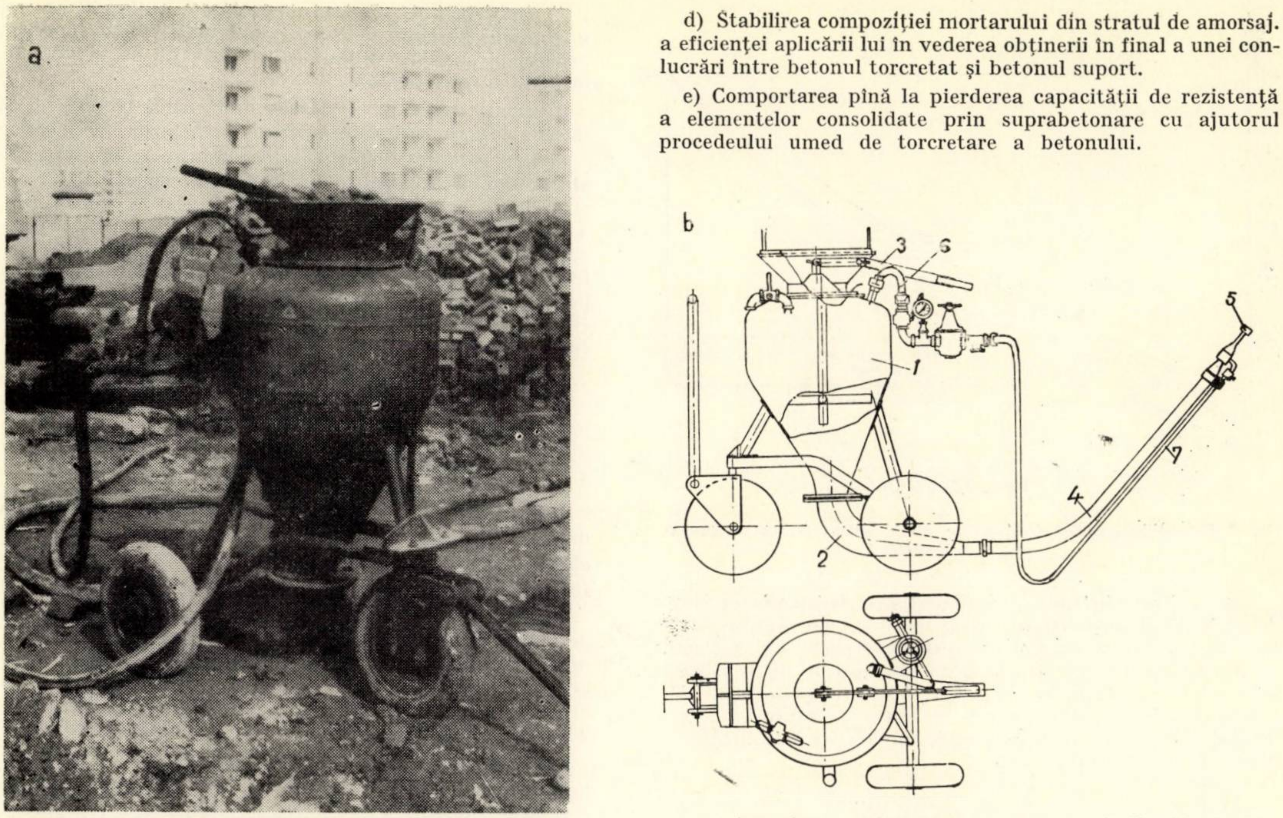
În acest scop s-a folosit un aparat de tip Lancy, la care s-au adus unele adaptări în vederea rezolvării în practică a problemelor speciale apărute la consolidarea acoperișului halei filaturii vechi de la fabrica „Țesătura"-Iași**, cu care prilej s-au început cercetările în această direcție.

Este cunoscut faptul că procedeul de punere în operă a betonului prin procedeul umed se deosebește, în esență, de procedeul uscat prin faptul că amestecul de agregat mineral-ciment-apă se face în afara aparatului de proiectat, cu ajutorul unui malaxor sau al unei betoniere, după metode folosite curent în tehnologia betoanelor. Aceasta permite în unele cazuri obținerea unor avantaje importante legate de productivitatea muncii, de posibilitatea utilizării unor agregate minerale obișnuite, care nu trebuie supuse unui regim special

---

* Ing. E. Țițaru și ing. D. Mărăcine.

** Proiectul a fost elaborat de IPIU-București — autori ing. E. I. Țițaru și ing. D. Mărăcine.



a) vedere b) schema de funcţionare

Fig. 1. Aparatul pentru proiectarea betonului

de sortare şi uscare, de posibilitatea utilizării unor agregate cu granule mai mari ş. a.

Aparatul folosit pentru experimentările efectuate (fig. 1) este alcătuit dintr-un recipient (1) de 100 l, în care se introduce betonul preparat cu ajutorul unui malaxor, o conductă tronconică (2) pentru refularea materialului, un capac de etanşeizare cu contragreutate (3), un furtun de cauciuc armat (4) pentru conducerea materialului, o duză de proiectare (lance) (5) şi sistemul de conducte pentru introducerea aerului sub presiune în recipient (6) şi la duză (7).

Aparatul funcţionează astfel: se introduce o anumită cantitate (pînă la 100 l) de beton gata preparat în recipientul (1), se închide capacul cu contragreutate (3), se introduce apoi aer sub presiune (de la o sursă din afara aparatului de proiectat) în recipientul (1) pentru a împinge betonul prin conducta tronconică (2) şi în continuare prin furtunul (4) pînă la duza (5), unde materialul este aruncat (proiectat) cu ajutorul unui jet de aer sub presiune, care este adus la duză prin conducta (7).

2. TEMATICA CERCETĂRILOR

Studiile experimentale efectuate în laborator, pe stand şi în practică au fost orientate asupra rezolvării următoarelor probleme:

a) Stabilirea unor dozaje optime de betoane preparate din agregate care se procură fără dificultăţi; amestecul să aibă asigurată o bună lucrabilitate care să permită, după proiectare, obţinerea unor betoane omogene, ce se menţin pe suprafeţe înclinate în stare neîntărită; după întărire, betoanele să rezulte de marcă superioară mărcii B 200.

b) Stabilirea valorilor optime pentru distanţa de proiectare (între duză şi suprafaţa suport), pentru unghiul de batere şi pentru presiunea cu care este necesar a fi expulzat betonul, în vederea asigurării încărcării continue şi omogene cu beton a suprafeţei suport, fiind eliminată totodată posibilitatea refulării betonului pînă la întărirea lui.

c) Stabilirea corelaţiei între unghiul de înclinare al suprafeţei suport şi valoarea rezistenţei de aderenţă a betonului proiectat la suprafaţa de contact cu betonul existent, cît şi modul de conlucrare a betonului proiectat cu betonul suport.

d) Stabilirea compoziţiei mortarului din stratul de amorsaj. a eficienţei aplicării lui în vederea obţinerii în final a unei conlucrări între betonul torcretat şi betonul suport.

e) Comportarea pînă la pierderea capacităţii de rezistenţă a elementelor consolidate prin suprabetonare cu ajutorul procedeului umed de torcretare a betonului.

3. AMESTECUL DE BETON ŞI MORTAR

Pentru realizarea plăcilor de grosime redusă este indicat a se utiliza aceeaşi calitate de beton aplicată într-un singur strat, care, pentru suprafeţe înclinate, nu poate depăşi 4 cm grosime, sau în mai multe straturi (a căror grosime de asemenea nu trebuie să depăşească 4 cm). Atunci cînd procedeul descris se utilizează pentru sporirea dimensiunilor unor piese existente de beton, primul strat care se aplică are rolul de amorsaj, fiind realizat din mortar de ciment de grosime foarte redusă (circa 5 mm).

În cadrul încercărilor efectuate, pentru mortar s-a folosit agregat de rîu 0—7 mm, spălat, avînd compoziţia granulometrică dată în figura 2. O atenţie deosebită a fost acordată părţii fine 0—3 mm, alcătuită în cea mai mare parte din nisip cuarţos. Pentru beton, agregatul mineral folosit a fost agregat de rîu, sort 3—7 şi 7—15, la care s-a adăugat sortul 0—3 mm alcătuit din nisip cuarţos de rîu, compoziţia granulometrică a amestecului fiind prezentată în figura 2.

Dozajele experimentate pentru mortarul de amorsaj şi beton, cu unele indicaţii asupra lucrabilităţii, sînt date în tabelele 1 şi 2.

Tabela 1

Dozaje pentru mortarul de amorsaj

Varianta	Cantitatea de ciment (kg)	Raport a/c	Cantitatea de nisip (kg)	Observaţii
1	550	0,35	1 000	Lucrabilitate bună
2	500	0,50	1 000	Lucrabilitate bună
3	500 (cu adaos de aracet 50)	0,45	1 000	Lucrabilitate foarte bună, tendinţă de refulare
4	800	0,30—0,45	700	Lucrabilitate foarte bună

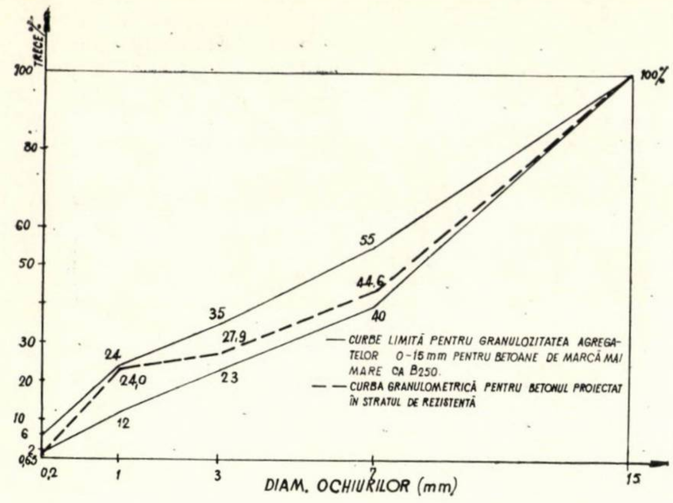


Fig. 2. Compoziția granulometrică a agregatului utilizat pentru prepararea betonului proiectat

Încercările nedistructive pentru toate betoanele aplicate de jos în sus pe suprafețe suport înclinate sub un unghi $\alpha > 45°$ față de orizontală au indicat rezistențe peste 400 kgf/cm^2. Sporirea dozajului de ciment îmbunătățește în mare măsură lucrabilitatea, în timp ce creșterea rezistenței este neesențială. Pentru consolidarea ședurilor de la ,,Țesătura"-Iași s-a utilizat, la cererea proiectantului, un amestec de beton cu dozaj de 600 kg ciment/m^3.

4. CONSIDERAȚII ASUPRA TEHNOLOGIEI DE APLICARE A BETONULUI

Din studiile efectuate rezultă că distanța de la care se proiectează betonul și viteza jetului (apreciată indirect prin presiunea de lucru) joacă un rol important, atît asupra aderării betonului în stare proaspătă pe stratul suport și menținerii în strat omogen pînă la întărire, cît și asupra aderenței și rezistenței la compresiune.

În procesul de proiectare a betonului este necesar ca amestecul să-și păstreze omogenitatea, iar în momentul cînd lovește suportul, șocul să fie suficient de mic pentru a nu se produce refularea granulelor de agregat sau chiar refularea amestecului.

Din încercările făcute în acest sens s-au stabilit următoarele :

a) Distanța optimă de la care se proiectează betonul este cuprinsă între 1 și 2 m ; pentru suprafețe reduse, distanța va fi de cca 1 m, iar pentru suprafețe mari, 2 m.

b) Presiunea de lucru este necesar să fie cuprinsă între 3 și 4 at. Pentru suprafețe suport cu o înclinare $\alpha > 45°$ față de orizontală, cele mai bune rezultate s-au obținut pentru presiunea de 3,5 at.

c) Indiferent de unghiul de înclinare a suprafeței suport, în timpul proiectării betonului, lancea trebuie să fie orientată normal pe această suprafață, cu variații de maximum 30° în jurul acestei poziții.

d) Duzele pentru proiectarea mortarului trebuie alcătuite diferit de cele utilizate pentru proiectarea betonului.

e) Pentru a nu se produce refulări, respectiv desprinderi ale betonului proaspăt proiectat, este necesar ca grosimea stratului aplicat să nu depășească 4 cm (grosimea curentă a stratului va fi între 3 și 4 cm). La execuția în straturi succesive este necesar ca stratul anterior proiectat să aibă o rezistență suficientă pentru a nu fi deranjat la proiectarea betonului din stratul nou. Pentru betoane preparate cu ciment RIM, intervalul de timp între aplicarea a două straturi succesive va fi de circa 2 ore.

Tabela 2

Dozaje pentru beton

Varianta	Cantitatea de ciment (kg)	Raport a/c	Nisip 0−7 mm (kg)	Pietriș 7−15 mm (kg)	Observații
1	500	0,40	765	935	Lucrabilitate bună
2	450	0,45	786	962	Lucrabilitate bună
3	450	0,40	796	974	Lucrabilitate bună
4	400	0,35	837	1 023	Lucrabilitate bună
5	450 (cu 5% aracet)	0,35	806	986	Lucrabilitate foarte bună
6	450 (cu 8% aracet)	0,35	806	986	Lucrabilitate foarte bună, prezintă refulare
7	600	0,35	667	923	Lucrabilitate foarte bună

5. ADERENȚA BETONULUI TORCRETAT LA BETONUL SUPORT

Problema principală care trebuie rezolvată este asigurarea unei bune conlucrări între betonul vechi și cel nou, care se obține prin realizarea aderenței celor două materiale la suprafața de contact.

Procedeele utilizate în acest scop în practica construcțiilor de beton se bazează fie pe proprietatea legării pietrei de ciment de beton prin reducerea distanțelor particulelor aplicate la suprafața suport (prin proiectarea, presarea sau vibrarea intensă a mortarului sau betonului), fie prin utilizarea unor aditivi. Cele două principii pot fi utilizate și concomitent.

Procedeul prin care mortarul sau betonul este legat ca urmare a aplicării lui sub presiune s-a răspîndit în practică sub forma cunoscută de torcret (procedeul uscat și procedeul umed care face obiectul lucrării de față).

Aderența care se realizează în acest caz este un fenomen complex. Studiile și cercetările prezentate în literatură indică o multitudine de factori care o influențează.

După părerea noastră, reducerea rezistenței în zona de contact a două betoane de vîrste diferite (chiar dacă ele sînt de aceeași marcă), față de rezistența din masa betonului, este cauzată de reducerea tensiunilor superficiale (care determină legăturile dintre concrețiunile cristaline și dintre microcristalele din gelul pietrei de ciment), de reducerea numărului de contacte, cît și de sporirea spațiului dintre particulele din betonul vechi și cel nou, față de spațiile existente între particulele din masa betonului.

Valorile rezistențelor de aderență sînt condiționate deci de grosimea peliculelor de apă adsorbită și absorbită (ce se interpun între betonul vechi și particulele din betonul nou), care, împreună cu bulele de aer, completează spațiile din zona contactului și care asigură în final realizarea unor tensiuni superficiale ce sporesc acțiunea forțelor de natură coulombiană. Plecînd de la această ipoteză, rezultă că unul dintre factorii principali care va hotărî mărimea valorilor rezistenței de aderență a betonului nou la cel vechi va fi gradul în care vor fi micșorate spațiile în zona de contact. Un alt factor îl constituie natura sarcinilor electrice care duc la atragerea sau respingerea particulelor alăturate.

Întrucît în prima parte a lucrării au fost stabilite dozajele, distanța de batere și presiunea optimă de lucru, care contribuie în mare măsură la reducerea sau sporirea distanțelor la care se dispun particulele din betonul torcretat față de betonul vechi, în cele ce urmează vom analiza influența a încă doi factori hotărîtori asupra rezistenței de aderență : înclinarea suprafeței suport și gradul de carbonatare superficială a betonului vechi.

Încercările s-au efectuat pe un număr de 150 dulapi din beton armat, care au fost ,,îngroșați" cu beton aplicat prin proiectare (fig. 3) pe una din fețe, variindu-se dozajul, înclinarea dulapului și gradul de carbonatare a suprafeței. Consolidarea a fost concepută astfel încît, la încercarea dulapilor cu sarcini statice, cedarea să se producă prin lunecare la suprafața de contact între betonul vechi și cel nou (fig. 4). Acest lucru s-a realizat prin utilizarea unui strat de carton de separare dispus pe o anumită zonă centrală a dulapilor.

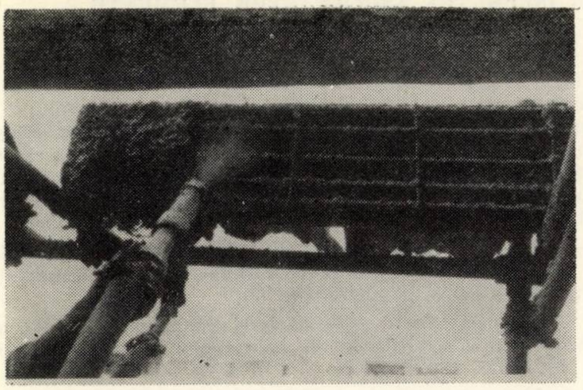
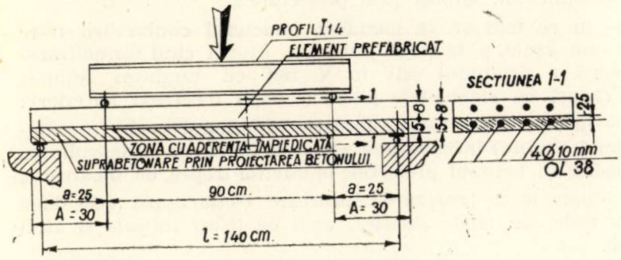
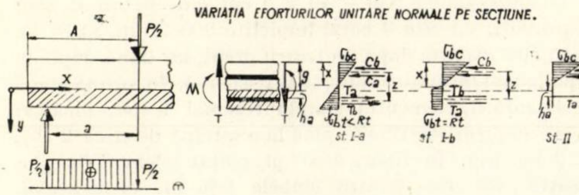


Fig. 3. Consolidarea dulapilor prin proiectarea betonului


PROFIL I14
ELEMENT PREFABRICAT
SECTIUNEA 1-1
ZONA CU ADERENȚA ÎMPIEDICATĂ
SUPRABETONARE PRIN PROIECTAREA BETONULUI
5÷8
25
4Ø10 mm
OL 38
a=25
A=30
90 cm.
l=140 cm.

a) modul de încărcare


VARIAȚIA EFORTURILOR UNITARE NORMALE PE SECȚIUNE.
A
P/2
X
y
a
M
T
g
x
z
ha
σbc
Cb
Ca
Ta
Tb
σbt<Rt
σbt=Rt
st. I-a
st. I-b
st. II

b) ipotezele variației eforturilor unitare normale pe secțiunea transversală

Fig. 4. Schema de încărcare

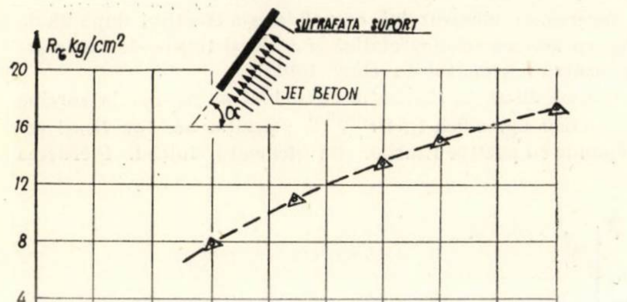


Fig. 5. Variația rezistenței R_τ de aderență funcție de unghiul α

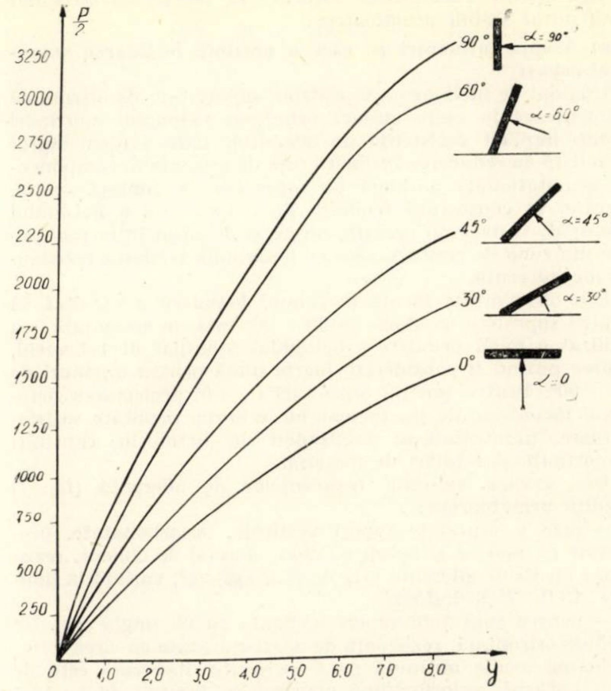


Fig. 6. Curbe caracteristice efort-deformație obținute la încercarea dulapilor consolidați în poziții diferite

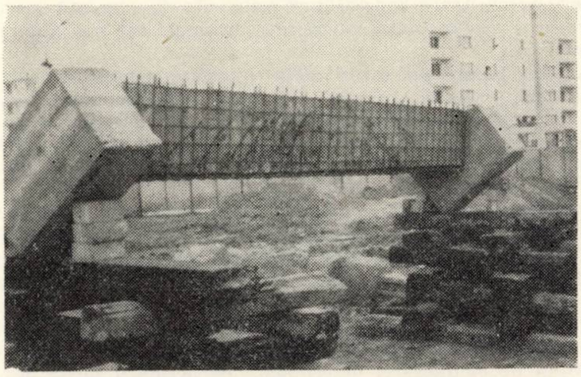


Fig. 7. Element cu secțiune în V alcătuit din dulapi precomprimați, înainte de consolidare

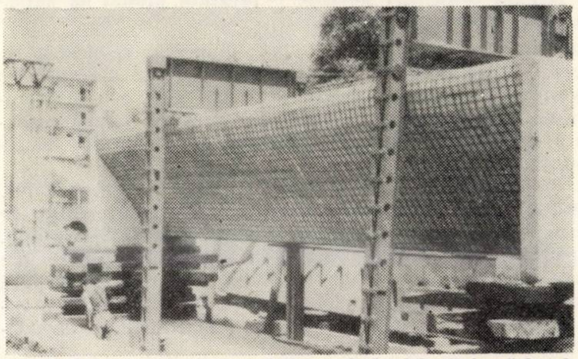
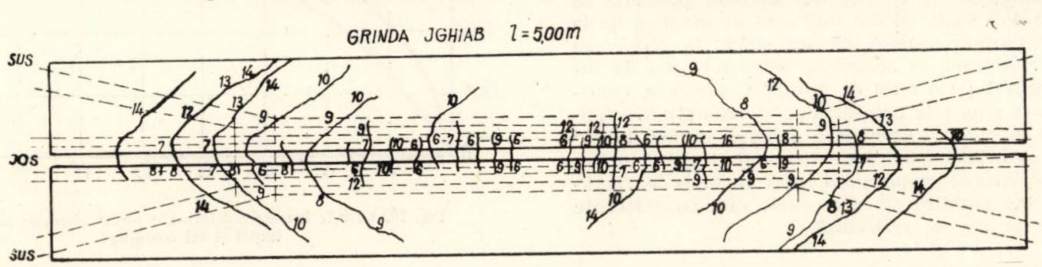


Fig. 8. Model al unei grinzi canal dintr-o placă subțire în formă de șed

Fig. 9. Releveul fisurilor pentru ambele fețe ale elementului cu secțiunea în V


GRINDA JGHIAB l=5,00m
SUS
JOS
SUS

Din analiza rezultatelor obținute la încercarea dulapilor s-au putut stabili următoarele:

a) Asupra influenței pe care o prezintă înclinarea suprafeței suport

Unghiul de înclinare a suprafeței suport față de orizontală influențează în mare măsură prinderea betonului nou de cel vechi, implicit rezistența de aderență. Este evident faptul că o dată cu reducerea înclinării față de orizontală, componenta gravitațională normală pe suprafața de contact crește, sporind în consecință tendința de desprindere a betonului proaspăt. O dată cu aceasta, crește și distanța între particulele din zona de contact, ceea ce determină scăderea rezistenței de aderență.

Din observațiile făcute în timpul betonării a rezultat că pentru suprafețe înclinate cu 30°—90° față de orizontală s-a realizat o bună prindere a betonului proaspăt de cel vechi, lipirea putînd fi considerată foarte bună pentru unghiuri de 75°—90°. Pentru poziția orizontală ($\alpha = 0°$ proiectarea betonului făcîndu-se de jos în sus), nu se obțin rezultate satisfăcătoare, producîndu-se desprinderi de beton în cantități importante și refulări de material.

Din analiza valorilor rezistențelor de aderență (fig. 7) rezultă următoarele:

— pentru suprafețe suport verticale, necarbonatate, proiectate cu mortar și beton cu dozaj normal de ciment, rezistența medie de aderență este de 17,3 kgf/cm^2, variind în limitele 13,0—23,6 kgf/cm^2;

— pentru suprafețe suport înclinate cu un unghi $\alpha = 70°$ față de orizontală, rezistența de aderență scade cu circa 14 %. Valoarea medie obținută pe 6 elemente încercate este de 14,9 kgf/cm^2, valorile fiind cuprinse în limitele 11,7—18,7 kgf/cm^2. Remarcînd faptul că limitele superioară și inferioară coboară în raport cu limitele respective pentru $\alpha = 90°$, putem trage concluzia că rezistența de aderență scade pe măsură ce suprafața suport face un unghi tot mai mic cu orizontala.

Trebuie menționat totuși că la suprafețe suport verticale, amestecul proiectat în exces sau lipit insuficient nu cade jos, ci curge, antrenînd zonele inferioare de amestec aplicat anterior, în timp ce la suprafețele înclinate cu circa 75° față de orizontală acest material are posibilitatea să cadă, adeseori fără a stingheri zonele alăturate.

Rezultate interesante au fost obținute prin studierea curbelor caracteristice efort-deformație la elementele încercate (fig. 6). Astfel, se observă că rigiditatea sistemului crește cu unghiul de înclinare a suprafeței suport, fiind maximă pentru $\alpha = 90°$. Reducerea rigidității la elementele consolidate în poziție la unghiuri α mai mici se explică prin scăderea modulului de elasticitate al betonului proiectat, cît și prin reducerea efectului de conlucrare, determinate de acțiunea forței gravitaționale care acționează asupra betonului proaspăt aplicat

b) Asupra influenței pe care o prezintă gradul de carbonatare a suprafeței suport

Carbonatarea suprafeței suport duce la reducerea rezistenței de aderență: din încercările efectuate a rezultat o micșorare a rezistenței de aderență cu 11—26 % pentru suprafețe suport carbonatate artificial prin tratare cu apă carbonatată (sifon) față de media obținută pe elementele necarbonatate.

La executarea consolidărilor construcțiilor din beton armat rezultă deci necesitatea îndepărtării stratului carbonatat de pe întreaga suprafață de contact pe o grosime de 3—20 mm, îndepărtare ce se poate obține prin buceardare, sablare sau spălare forțată cu peria de sîrmă. Aceste procedee asigură obținerea unei suprafețe rugoase, cu un grad redus de carbonatare, ceea ce sporește în mare măsură rezistența de aderență.

c) Asupra cantității de ciment din amestec

Reducerea cantității de ciment din betonul proiectat de la 600 kg/m^3 la 450 kg/m^3 și din mortarul de amorsaj de la 800 kg/m^3 la 500 kg/m^3 se pare că nu duce la reducerea accentuată a rezistenței de aderență. Întrucît astfel de încercări s-au efectuat pe o serie de numai 5 elemente, considerăm că în acest sens este necesar a se efectua studii suplimentare pentru elucidarea problemei. Dozajul de 600 kg/m^3 de ciment pentru beton și 800 kg/m^3 ciment pentru mortar, utilizate la consolidarea acoperișului halei vechi de la „Țesătura"-Iași, au fost stabilite de proiectant din considerente de lucrabilitate și nu de rezistență.

6. ÎNCERCĂRI ASUPRA UNOR ELEMENTE CONSOLIDATE EXPERIMENTALE

Întrucît, în practică, structurile de rezistență care urmează a fi consolidate prezintă un stadiu înaintat de dezvoltare a fisurilor, se pune problema comportării unor asemenea sisteme după consolidare. În acest scop s-au efectuat încercări pînă la pierderea capacității de rezistență a unor elemente puternic fisurate și apoi consolidate cu beton proiectat, armat. Încercările s-au efectuat pe următoarele elemente:

— un element cu secțiunea în V de 5 m deschidere, alcătuit din doi dulapi de beton precomprimat B 300, asamblați prin monolitizare în dolie (fig. 7);

— un element de 10 m deschidere, conceput ca model, al grinzii canal a ședurilor de la hala veche „Țesătura"-Iași, din beton B 200 (fig. 8).

Prin încercarea acestor elemente consolidate după o încărcare prealabilă pînă la fisurare, s-a urmărit elucidarea următoarelor aspecte ale conlucrării dintre betonul vechi (fisurat) și betonul nou aplicat prin proiectare:

— în ce măsură se modifică caracterul conlucrării între betonul vechi și betonul proiectat, atunci cînd forma transversală a profilului este în V sau cu unghiuri ieșinde, în raport cu elementele plane (dulapii încercați anterior);

— în ce măsură fisurile formate în betonul vechi (precomprimat sau nu) influențează apariția, formarea și dezvoltarea fisurilor în betonul proiectat, la diferite trepte de încărcare;

— pînă la ce treaptă de încărcare conlucrează cele două materiale, de vîrste diferite, unul cu fisuri inițiale și altul fără.

6.1. Experimentarea elementului cu secțiunea în V.

Elementul (fig. 7) este alcătuit din doi dulapi cu dimensiunile 540 × 40 × 5 cm din beton B 300, precomprimați, cu cîte 4 corzi împletite 3 Ø 3 mm SBP, din care două sînt dispuse după un traseu drept, iar două după un traseu poligonal (armături ridicate la reazeme). În prima etapă a experimentării, elementul simplu rezemat a fost încărcat cu sarcini uniform distribuite pînă la o sarcină de circa 2 P_{fis} ($P_{fis} = 2\,500$ kg). În figura 9 este prezentat releveul fisurilor la această încărcare, pentru ambele fețe ale elementului.

După descărcare, pe fețele laterale ale elementului a fost fixată, cu ajutorul unor bolțuri împușcate în beton, o plasă de armătură OL 38 cu ochiuri de 10 cm, după care s-au aplicat două straturi succesive de beton proiectat a 3 cm grosime, poziția suprafeței suport fiind verticală.

Încercarea elementului consolidat s-a efectuat după 28 de zile, cu aceeași schemă statică și aceleași trepte de încărcare ca pentru elementul în stare inițială.

Primele fisuri în elementul consolidat au apărut la sarcina $P = 4\,600$ kg, adică 1,84 $P_{fis}^{initial}$; poziția acestor fisuri corespunde cu poziția fisurilor din elementul inițial. Pierderea

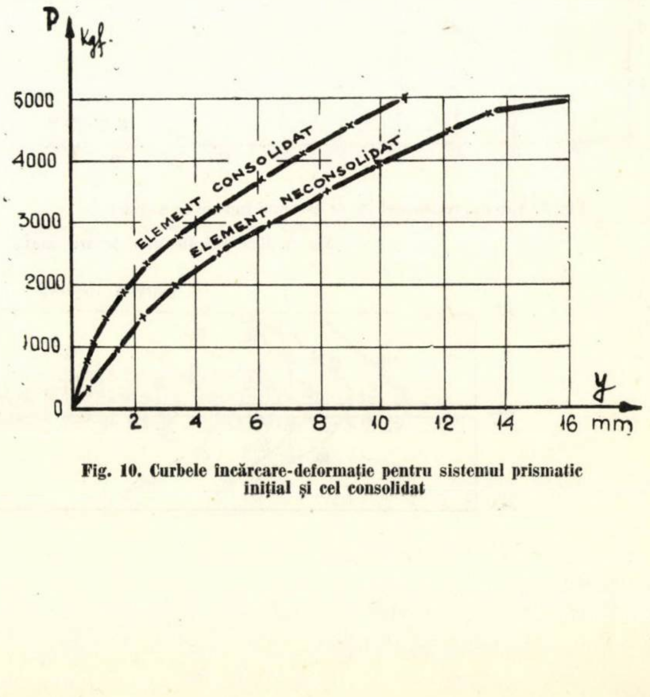


Fig. 10. Curbele încărcare-deformație pentru sistemul prismatic inițial și cel consolidat

capacităţii de rezistenţă s-a produs la încărcarea $P = 7\,500$ kg $= 3\,P_{fis}^{iniţial}$ prin cedarea betonului comprimat şi deschiderea puternică a fisurilor din zona întinsă ($\alpha_f = 3$ mm), însoţită de desprinderea betonului proiectat de betonul vechi. Distrugerea aderenţei între betonul vechi şi cel nou s-a produs pe zone, însoţită de pocnituri, care au scos în evidenţă caracterul de cedare bruscă a legăturii între cele două straturi de beton.

Din analiza curbelor caracteristice încărcare-deformaţie ale elementului în stare iniţială şi în stare consolidată, rezultă creşterea rigidităţii sistemului prin consolidare (fig. 10), evidenţiată prin reducerea săgeţii la elementul consolidat cu 60—40% faţă de săgeata elementului iniţial, diferenţa micşorîndu-se pe măsură ce încărcarea creşte.

6.2. Experimentarea modelului grinzii canal. Modelul executat din beton de marcă B 200 are o deschidere de 10 m (fig. 8) şi secţiunea transversală cu unghiuri ieşinde identică cu secţiunea grinzii canal a şedurilor de la hala veche a fabricii ,,Ţesătura''-Iaşi.

Modelul a fost încercat ca grindă simplu rezemată, încărcată cu două sarcini concentrate dispuse la 1/3 din deschidere, transmise prin intermediul unor diafragme de beton armat şi al unor benzi de cauciuc. Încărcarea a fost realizată cu ajutorul a două cricuri hidraulice de 100 tf capacitate.

Elementul a fost încărcat în trepte de 5 tf, pînă la încărcarea 2 × 30 tone, măsurîndu-se o săgeată de 4 cm. Primele fisuri au apărut la încărcarea 2 × 10 tf; la sarcina 2 × 30 tf fisurile aveau deschiderea de 2—2,3 mm, fiind mai dese în dreptul diafragmelor, unde s-a constatat şi o uşoară burduşire a pereţilor grinzii. Pentru a realiza o situaţie asemănătoare din punctul de vedere al fisurării cu situaţia şedurilor de la ,,Ţesătura'', elementul a fost supus unui ciclu de încărcări şi descărcări repetate, pînă la sarcina 2 × 30 tf. Din analiza curbei caracteristice încărcare-deformaţie la această sarcină, s-a constatat că armătura de rezistenţă a ajuns în vecinătatea limitei de curgere.

S-a procedat apoi la fixarea unei plase de armătură pe suprafaţa exterioară a elementului (utilizîndu-se, ca şi la primul model, bolţuri împuşcate în beton) peste care s-a aplicat, prin proiectare, un strat de beton de 5—8 cm. După 28 de zile s-a efectuat încercarea elementului consolidat, cu aceeaşi schemă şi aceleaşi trepte de încărcare ca pentru modelul iniţial.

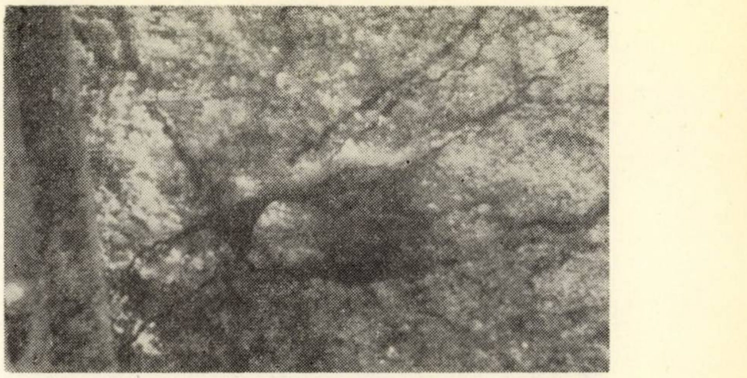


Fig. 11. Modul de desprindere a betonului nou proiectat de cel vechi, la pierderea capacităţii de rezistenţă a elementului consolidat

În cursul încercării s-a constatat că primele fisuri au apărut la sarcina 2 × 20 tf $= 2\,P_{fis}^{iniţial}$; poziţia acestor fisuri a corespuns cu poziţia fisurilor din modelul iniţial. La sarcina 2 × 30 tf, deschiderea acestor fisuri a atins circa 1 mm, iar la descărcare a rămas de circa 0,3—0,4 mm. La încărcarea 2 × 37,5 tf apar fisuri înclinate orientate de la reazeme spre forţele concentrate, deschiderea primelor fisuri apărute ajungînd la 2 mm. La sarcina 2 × 62,5 tf fisurile s-au deschis foarte mult (2—10 mm), producîndu-se la un moment dat distrugerea betonului din zonele comprimate ale elementului. De la încărcarea 2 × 48,5 tf s-au produs, în anumite zone, desprinderi ale betonului torcretat prin procedeul umed de betonul suport, însoţite de zgomote caracteristice, sesizate şi la încercările pe elementul cu secţiunea în V. Zonele sînt localizate între fisurile cele mai apropiate (fig. 11).

Analizînd ulterior zonele desprinse, s-au observat urme de strivire în beton şi fisuri locale lîngă bolţurile (cuiele) împuşcate în betonul suport. La ambele elemente încercate a ieşit în evidenţă faptul că bolţurile amplasate în betonul suport îmbunătăţesc conlucrarea între betonul vechi şi cel torcretat, asigurîndu-se în acest mod distrugerea sistemului prin ajungerea armăturii la limita de curgere şi a betonului la rezistenţa de rupere R_i.

Consumul specific de combustibil al cuptoarelor verticale de var obişnuite (în contracurent) încălzite cu gaz metan

Ing. C. Bilcescu
I.C.M.P.C.

Elementele specifice ale procesului termic de decarbonatare a carbonatului de calciu în vederea obţinerii varului sînt valoarea ridicată a raportului dintre căldura necesară la temperaturi ridicate şi cea necesară la temperatură scăzută şi cerinţa ca materialul decarbonatat să nu depăşească o anumită temperatură relativ scăzută la care are loc recristalizarea, respectiv evitarea supraarderii.

Aceste elemente condiţionează o influenţă importantă asupra randamentului termic al cuptorului de var, atît a felului de combustibil folosit, cît şi a modului cum este organizată combustia în cuptor (valoarea coeficientului excesului de aer, recircularea gazelor de ardere, regenerarea căldurii gazelor evacuate etc.).

O bună înţelegere a procesului termic al unui cuptor de var este facilitată de reprezentarea acestuia într-o diagramă $Q-t$, în care valorile de pe abscisă sînt proporţionale cu cantităţile de căldură absorbite sau cedate, iar cele de pe ordonată corespund temperaturilor materialului, respectiv ale gazelor de ardere.

O astfel de diagramă, construită pentru un cuptor de var obişnuit în contracurent, este dată în figura 1.

Materialul este reprezentat schematic prin linia $A\ B\ C\ D\ E$, segmentul AB corespunzînd preîncălzirii calcarului la temperatura de decarbonatare (0—800°C), segmentul BC decarbonatării şi supraîncălzirii concomitente a varului rezultat (800—1100°C), segmentul CD reprezentînd răcirea varului în zona de răcire a cuptorului, iar DE răcirea varului pînă la temperatura de referinţă, după extracţia din cuptor.

Cantităţile specifice de căldură care intervin în proces (exprimate în kcal/kg var) sînt evidenţiate pe axa absciselor. Proiecţia pe abscisă a segmentului AB include entalpia calcarului la 800°C (AB_2) şi pierderile de căldură prin pereţi în zona corespunzătoare a cuptorului (Q_{p2} respectiv B_0B_2), iar proiecţia pe abscisă a segmentului BC însumează căldura de decarbonatare la temperatura de 800°C (B_1C_1), căldura de supraîncălzire a varului (C_1C_0) şi pierderile de căldură prin pereţi în zona de ardere (Q_{p1}, respectiv B_0B_1).

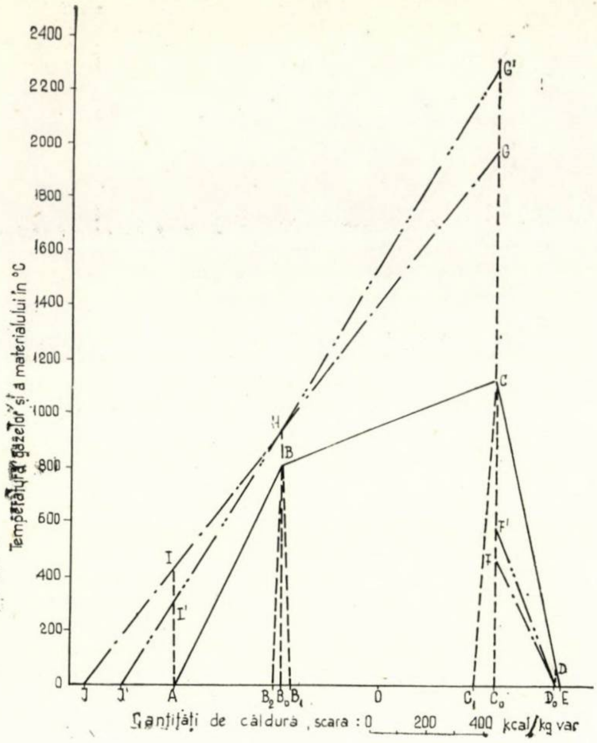


Fig. 1

Gazele de ardere sînt reprezentate în diagramă la temperatura teoretică, în două ipoteze de funcţionare a cuptorului : funcţionarea cu coeficientul excesului de aer $\lambda = 1{,}3$, reprezentată de curba *FGHIJ*, şi $\lambda = 1{,}1$ corespunzînd curbei *F' G' H I' J'*. În ambele ipoteze s-a impus ca diferenţa de temperatură minimă între gaze şi material să fie de 100°C. Curbele D_0F şi D_0F' reprezintă aerul de combustie preîncălzit în zona de răcire, iar segmentul D_0C_0 căldura recuperată cu aerul preîncălzit în zona de răcire ; segmentul D_0E corespunde căldurii pierdute cu varul din cuptor (Q_{ve}).

Pierderile de căldură avute în vedere la construirea acestei diagrame şi a celor următoare sînt : $Q_{p1} = 40$, $Q_{p2} = 20$ şi $Q_{ve} = 19$, toate exprimate în kcal/kg var. Conţinutul de oxid de calciu liber în var s-a considerat 93 %.

Ordonatele punctelor *I* şi *I'* corespund temperaturilor gazelor evacuate, iar segmentele *AJ*, respectiv *AJ'*, reprezintă căldura pierdută cu gazele evacuate în cele două ipoteze.

Consumul specific de combustibil al cuptorului corespunde segmentului *OJ*, respectiv *OJ'*, care reprezintă diferenţa dintre entalpia gazelor rezultate din combustie şi căldura recuperată cu aerul în zona de răcire ; pe diagramă, segmentul OC_0 corespunde sumei dintre entalpia la 800°C a CO_2 rezultat din decarbonatare şi a căldurii recuperate cu aerul de răcire.

În majoritatea cazurilor teoretic posibile şi, putem spune, în totalitatea cazurilor întîlnite în practică, punctul de diferenţă minimă de temperatură între gaze şi material este amplasat la limita dintre zona de preîncălzire şi zona de decarbonatare.

Importanţa acestui punct este dublă : pe de o parte, el determină o zonă de intensitate minimă a transferului de căldură în cuptor, zonă care poate ocupa o parte importantă din volumul cuptorului, numită de Azbe [1] „zonă leneşă", iar pe de altă parte el condiţionează consumul specific de căldură al procesului, ceea ce a condus pe Eigen [2] la împărţirea cuptorului în două sisteme termice : cel principal, al temperaturilor superioare ale gazelor de ardere, şi cel secundar, al temperaturilor inferioare acestui punct ; consumul specific de combustibil trebuind să echilibreze bilanţul termic al sistemului principal, el se poate determina teoretic din acest bilanţ.

Din diagrama *Q—t* se constată că pentru o valoare dată a diferenţei de temperatură dintre gaze şi material la limita dintre cele două sisteme termice (Δt_{lim}), curbele reprezentative ale gazelor de ardere oscilînd în jurul punctului *H*, o micşorare a consumului specific de combustibil este legată de o mărire a temperaturii teoretice de ardere şi invers, o micşorare a temperaturii de ardere teoretice duce în mod necesar la o mărire a consumului specific de combustibil.

Panta curbei reprezentative a gazelor de ardere depinde de coeficientul excesului de aer şi de Δt_{lim}, determinînd un anumit raport între consumul specific de combustibil şi căldura disponibilă în sistemul termic principal, raport denumit multiplicatorul pierderilor de căldură.

Corelat cu diagrama *Q—t*, consumul specific de combustibil poate fi exprimat sub forma :

$$C_s = Q'_D - Q'_v + V_{CO_2D} \cdot c_p \cdot \Delta t_{\text{lim}} + Q_{ve} + Q_{pl} + Q_{gc1} \quad (1)$$

în care :

C_s este consumul specific de combustibil, în kcal/kg var ;

Q'_D — căldura de decarbonatare la 800°C, în kcal/kg var ;

Q'_v — căldura fizică a varului rezultat din decarbonatare la 800°C, în kcal/kg var ;

V_{CO_2D} — volumul CO_2 rezultat din decarbonatare, în Nm³/kg var ;

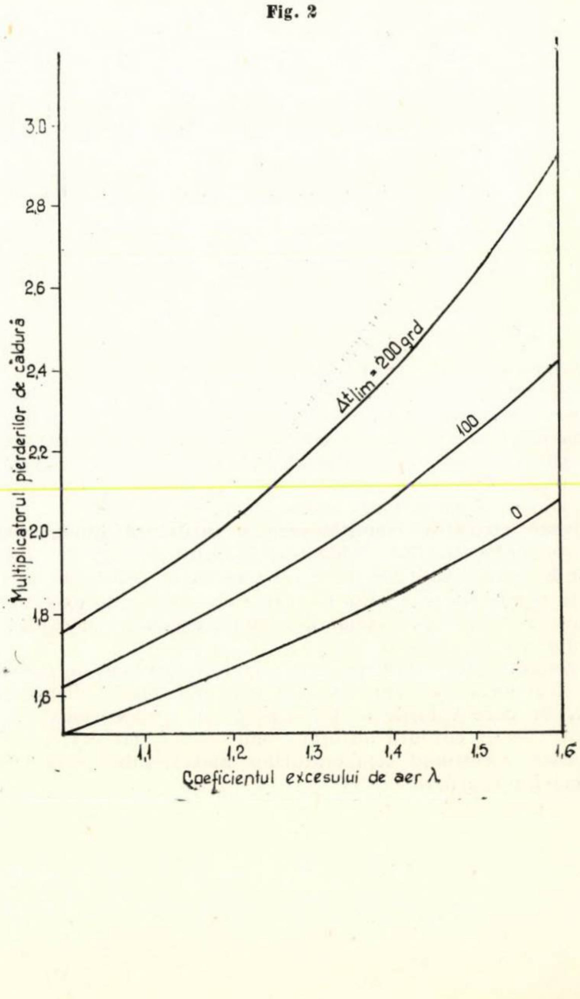
C_p — căldura specifică medie a CO_2 între 800°C şi temperatura gazelor la limita dintre sisteme, în kcal/Nm³ grd.

Q_{gc1} — căldura gazelor de combustie la limita dintre sisteme, în kcal/kg var.

Întrucît Q_{gc1} depinde, la rîndul ei, de C_s, ecuaţia (1) se explicitează în raport cu C_s după înlocuirea termenului Q_{gc1} cu expresia

$$Q_{gc1} = C_s \left(\frac{q_{gt1}}{H_i} + (\lambda - 1) \frac{q_{at1}}{H_i} \right), \quad (2)$$

Fig. 2



în care :

q_{gt1} este conţinutul de căldură al gazelor de combustie teoretice la temperatura gazelor care părăsesc sistemul termic principal, în kcal/Nm ^{3}CH$_4$;

q_{at1} — conţinutul de căldură al aerului teoretic necesar, la temperatura gazelor de la limita dintre cele două sisteme, în kcal/Nm^{3}C$_4$H ;

H_i — puterea calorică inferioară a gazului metan, în kcal/Nm^{3}CH$_4$.

Rezultă următoarea ecuaţie a consumului specific de combustibil :

$$C_s = \frac{Q_D' - Q_v' + V_{CO_2D} \cdot c_p \cdot \Delta t_{\text{lim}} + Q_{ve} + Q_{p1}}{1 - \left(\frac{q_{gt1}}{H_i} + (\lambda - 1)\frac{q_{at1}}{H_i}\right)}. \quad (3)$$

Multiplicatorul pierderilor de căldură *(m)* este reprezentat în această ecuaţie de expresia :

$$m = \frac{1}{1 - \left(\frac{q_{gt1}}{H_i} + (\lambda - 1)\frac{q_{at1}}{H_i}\right)}. \quad (4)$$

Cu această înlocuire, ecuaţia (3) poate fi scrisă prescurtat în forma :

$$C_s = (Q_D' - Q_v' + V_{CO_2L} \cdot c_D \cdot \Delta t_{\text{lim}} + Q_{ve} + Q_{p1})\, m. \quad (5)$$

Dependenţa multiplicatorului pierderilor de căldură în funcţie de coeficientul excesului de aer este reprezentată în figura 2 pentru diferite valori ale Δt_{lim} : 0, 100 şi 200 grd. Diferenţa de temperatură dintre gaze şi material la limita dintre cele două sisteme termice este determinată de granulaţia calcarului, de raportul dintre înălţimea cuvei şi diametrul granulelor de calcar şi de productivitatea specifică a cuptorului (t/m ^{2} 24 h).

În cazurile obişnuite în practică, Δt_{lim} are valori apropiate de 100 grd.

În cazul producerii unui var cu un conţinut de 93% CaO liber, $Q_D' = 658$ kcal/kg var, $Q_v' = 171$ kcal/kg var, iar $V_{CO_2D} \cdot c_p \cong 0{,}22$ kcal/kg var grd.

Cu aceste valori, ecuaţia devine :

$$C_s = (546 + 0{,}22\ \Delta t_{\text{lim}} + Q_{ve} + Q_{p1})\, m. \quad (6)$$

În figura 3 este reprezentată variaţia consumului specific de combustibil şi a temperaturii teoretice de ardere în funcţie de λ şi Δt_{lim} ; de asemenea este evidenţiată şi căldura pierdută cu gazele evacuate.

C_s a fost calculat din ecuaţia (6), iar temperatura teoretică de ardere din expresia :

$$t_t = \frac{H_i\left(1 + \frac{Q_a}{C_s}\right)}{V_{gc} \cdot c_{p\,\text{med}}} \quad (7)$$

în care :

t_t este temperatura teoretică de ardere în °C ;

Q_a — căldura recuperată cu aerul în zona de răcire în kcal/kg var (s-a considerat că se recuperează întregul conţinut de căldură a varului supraîncălzit la 1100°C care intră în zona de răcire, exclusiv căldura pierdută cu varul extras, respectiv 239 — 19 = 220 kcal/kg var) :

V_{gc} — volumul gazelor de combustie, în Nm^3/Nm^3 CH$_4$;

$c_{p\text{med}}$ — căldura specifică medie a gazelor de combustie între 0°C şi temperatura teoretică de ardere, în kcal/Nm ^{3}grd.

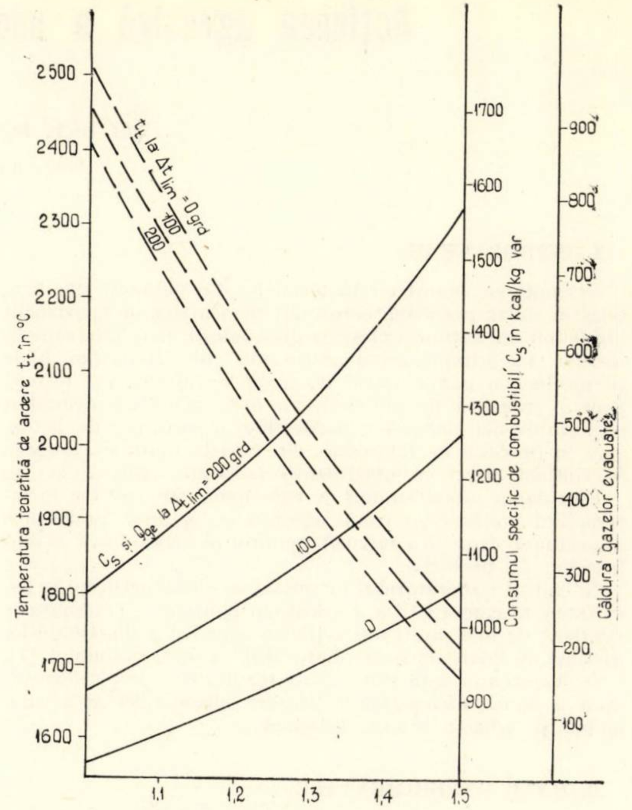


Fig. 3

Căldura pierdută cu gazele evacuate, Q_{ge}, este dată de expresia :

$$Q_{ge} = C_s - (Q_D + Q_{ve} + Q_{p1} + Q_{p2}), \quad (8)$$

în care Q_D este căldura de decarbonatare la 0°C în kcal/kg var.

Cazul obişnuit al cuptoarelor care produc var ars moale se localizează în această diagramă la $\lambda = 1{,}3$ şi $\Delta t_{\text{lim}} = 100°$. Temperatura teoretică de ardere rezultată este 1 975°C, temperatura reală pentru un coeficient pirometric de 0,65 fiind 1 250°C. Consumul specific de combustibil pentru cazul considerat este de 1 100 kcal/kg, din care 320 kcal/kg se regăsesc în gazele evacuate, ceea ce indică posibilităţile importante de reducere a acestuia.

Diversele soluţii de perfecţionare preconizate sau realizate la cuptoarele de var (recircularea gazelor de ardere, ardere în trepte, regenerarea căldurii gazelor de ardere) au avut ca obiectiv reducerea consumului specific de combustibil în condiţiile menţinerii unei temperaturi de ardere scăzute.

De asemenea, prezintă interes şi studiul activităţii varului în funcţie de curba de ardere, în vederea stabilirii, pentru diferitele tipuri de materie primă, a limitei superioare admisibile a temperaturii de ardere, respectiv a posibilităţilor de reducere a consumului specific de combustibil şi pe această cale.

Bibliografie

[1] Azbe V. J. : *Teoria şi practica fabricării varului (Theory and practice of lime manufacturing)*. Rock Products, nr. 2, 3 4, 5 şi 6, 1953.

[2] Eigen H. : *Consumul de căldură al cuptorului vertical de var încălzit cu cox (Der Wärmeverbrauch des koksbeheizten Kalkschachtofens)*. Zement-Kalk-Gips, 9 (1956), nr. 3 (mar.), 97—103.

Acţiunea agresivă a unor esteri asupra betoanelor*

Şef lucr. ing. Paraschiva Velica

Institutul politehnic Timişoara

1. INTRODUCERE

Dezvoltarea industriei materialelor din polimeri din ţara noastră ridică problema coroziunii elementelor de construcţii din beton sub acţiunea plastifianţilor folosiţi la obţinerea polimerilor. La întreprinderea ,,Solventul'' din Timişoara, unde se produce o gamă destul de largă de plastifianţi (esteri) pentru industria de polimeri, au fost semnalate degradări importante ale planşeelor, pardoselilor şi soclurilor de beton, care în procesul de fabricaţie, din diferite motive, ajungeau în contact direct cu plastifianţii fabricaţi (fig. 1 şi 2). Elucidarea mecanismului de coroziune, care are loc la interacţiunea diferitelor medii agresive cu betonul, prezintă o importanţă deosebită întrucît permite alegerea justă a mijloacelor de protecţie.

În cadrul Laboratorului materiale de construcţii de la Facultatea de construcţii a Institutului politehnic Timişoara se studiază de mai mulţi ani acţiunea corosivă a plastifianţilor produşi de întreprinderea ,,Solventul'' asupra betonului [1].

În lucrarea de faţă sînt expuse rezultatele cercetărilor privind acţiunea distructivă a esterilor diizooctilici ai acizilor adipic şi sebacic asupra betoanelor.

2. DATE EXPERIMENTALE

Cercetările experimentale privind acţiunea agresivă a esterului diizooctilic al acidului adipic $(CH_2)_4 = (COOC_{18}H_{17})_2$ respectiv a esterului diizooctilic al acidului sebacic $(CH_2)_8 = (COOC_8H_{17})_2$ asupra betoanelor au fost efectuate pe epruvete de beton :

— cuburi cu latura 7,07 cm pentru determinarea rezistenţei la compresiune şi

— prisme de 5 × 5 × 30 cm pentru urmărirea deformaţiilor de umflare.

La confecţionarea epruvetelor s-au folosit trei tipuri de cimenturi : Portland alitic, metalurgic M 400 şi PZ 400, ale căror caracteristici fizico-mecanice sînt redate în tabela 1.

Ca agregat s-a utilizat agregat de rîu de compoziţie granulometrică cuprinsă în domeniul bun (STAS 1667/1962).

Betoanele studiate au fost de compoziţie identică, deosebindu-se numai prin natura cimentului. Compoziţia betoanelor cercetate este redată în tabela 2.

Epruvetele au fost compactate prin batere cu maiul şi păstrate pînă la vîrsta de 28 de zile în condiţiile STAS 1275/1962. La vîrsta de 28 de zile, o parte din epruvete au fost introduse în esterii luaţi în studiu şi o parte au fost păstrate în condiţiile de laborator drept probe martor. Regimul de menţinere a epruvetelor în esteri (plastifianţi) a fost diferit : unele din epruvete au fost scufundate complet, iar altele pe jumătate din înălţimea lor.

Esterii diizooctilici ai acizilor adipic şi sebacic folosiţi au avut următoarea compoziţie : 99,5% substanţă activă (ester) şi 0,5% alcool diizooctilic nereacţionat.

Acţiunea agresivă a acestor agenţi chimici asupra betonului s-a apreciat prin urmărirea umflării şi apariţiei fisurilor la epruvetele imersate şi prin scăderea rezistenţei la compresiune a acestora comparativ cu probele martor.

Deoarece atît probele scufundate complet, cît şi cele scufundate parţial au prezentat acelaşi grad de corodare, în cele ce urmează rezultatele cercetărilor experimentale se referă la probele care au fost imersate total.

În figurile 3 şi 4 este redată variaţia rezistenţei la compresiune a epruvetelor păstrate timp de circa cinci luni în plastifianţi (esteri), iar în tabela 3, scăderea procentuală a rezistenţei faţă de probele martor.

Din analiza rezultatelor cuprinse în tabela 3 se constată :

— rezistenţa la compresiune a betoanelor supuse acţiunii corosive a esterilor folosiţi este funcţie de natura cimentului. Scăderile de rezistenţă a probelor păstrate timp de cinci luni în plastifianţi — faţă de probele martor — sînt de 47 — 49,5%, 53 — 58% şi 72,5 — 78,1% pentru cimenturile metalurgice, PZ şi alitic ;

— fenomenul de coroziune este puţin influenţat de tipul plastifiantului, scăderile de rezistenţă fiind aproximativ aceleaşi, atît în cazul esterului diizooctilic al acidului adipic, cît şi al esterului diizooctilic al acidului sebacic pentru un anumit tip de ciment.

Umflarea betonului sub acţiunea plastifianţilor a fost urmărită pe prisme de 5 × 5 × 30 cm. Măsurătorile au fost efectuate pînă la 90 de zile. cînd prismele confecţionate cu cimentul Portland alitic s-au degradat complet (fig. 5 şi 6).

În figurile 7 şi 8 sînt prezentate valorile umflării în timp a prismelor de beton sub acţiunea plastifianţilor folosiţi.

După cum se observă (fig. 7 şi 8), şi deformaţiile de umflare a betonului depind în mare măsură de natura cimentului şi mai puţin de tipul plastifiantului. Cele mai mari valori ale deformaţiilor de umflare le prezintă betonul cu ciment Portland alitic, urmînd în ordine betonul cu ciment PZ şi cel cu ciment metalurgic.

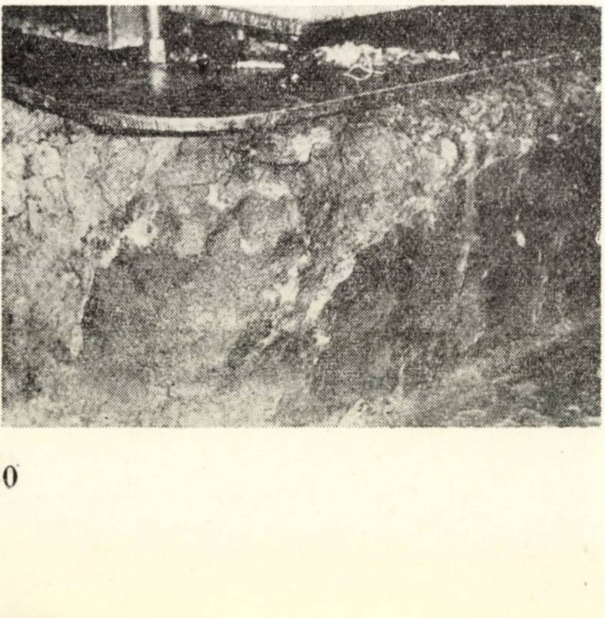


Fig. 1. Soclul de beton al unei pompe de la întreprinderea ,,Solventul'' distrus sub acţiunea plastifianţilor

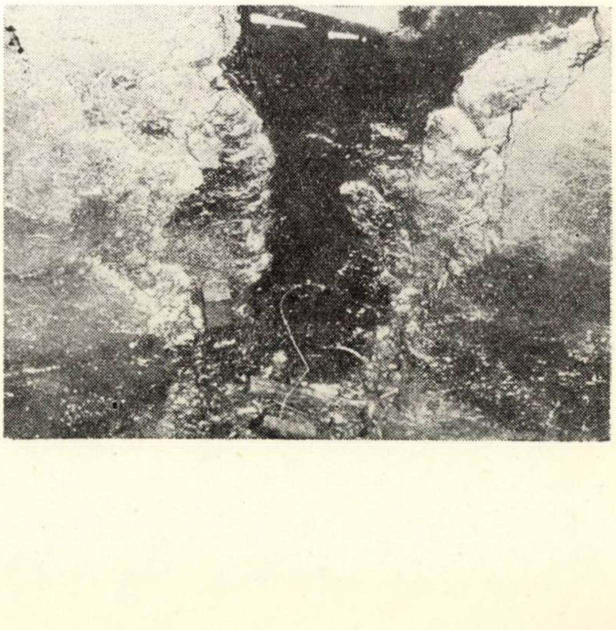


Fig. 2. Pardoseală de beton de la întreprinderea ,,Solventul'' degradată sub acţiunea plastifianţilor

---

* La redactarea lucrării am ţinut seamă de preţioasele recomandări ale profesorului dr. Alexandru Steopoe, pentru care îi aduc mulţumiri pe această cale.

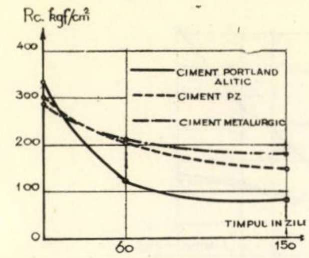


Fig. 3. Variația rezistenței la compresiune a probelor de beton păstrate în esterul diizooctilic al acidului sebacic

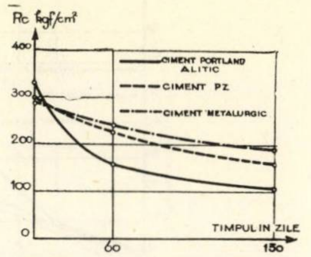


Fig. 4. Variația rezistenței la compresiune a probelor de beton păstrate în esterul diizooctilic al acidului adipic

Odată cu determinarea deformațiilor de umflare a epruvetelor a fost urmărită apariția și dezvoltarea fisurilor. Apariția și dezvoltarea fisurilor sînt funcție de valoarea deformației de umflare. Toate prismele de beton confecționate cu cele trei tipuri de cimenturi au prezentat fisuri de 0,03—0,05 mm în momentul atingerii deformației de umflare în jur de 10 mm/m. Fisurile au progresat, atingînd valori de 1—1,5 mm și 2—2,5 mm pentru valorile deformației de umflare de 40 mm/m, respectiv 70 mm/m.

3. MECANISMUL DE COROZIUNE

Din cele relatate mai sus se observă că betonul în contact cu esterii diizooctilici ai acizilor adipic și sebacic prezintă importante fisuri în masă și valori însemnate ale deformațiilor de umflare, fapt ce se poate constata foarte pregnant și din figura 9, care reprezintă o epruvetă de beton cu ciment Portland alitic imersată în esterul diizooctilic al acidului sebacic timp de șapte luni.

Acest lucru îndreptățește să se tragă concluzia că betonul se degradează în asemenea situații prin fenomene expansive caracteristice tipului III de coroziune ([2], [3], [4], [5]).

În literatura de specialitate se semnalează pînă în prezent doar soluțiile de sulfați și soluțiile concentrate de clorură de calciu, care degradează betonul prin fenomene similare de expansiune. În cazul acestor agenți este elucidată și cauza expansiunii și anume prin formarea în masa betonului de combinații complexe de sulfataluminat de calciu $3CaO.Al_2O_3.3CaSO_4.31H_2O$ și respectiv de clorură aluminat de calciu $3\,CaO.Al_2O_3.3CaCl_2.n\ H_2O$, care distrug betonul întărit prin presiunea lor de cristalizare.

Tabela 1

Caracteristicile fizico-mecanice ale cimenturilor

Cimentul	Rest pe sita 4900 och/cm² (%)	Apa de consist. normală (%)	Timpi de priză		Rezistența la compresiune pe mortare standard kgf/cm² la zile			Constanța de volum
			început (h. min.)	sfîrșit (h. min.)	3	7	28	
Portland alitic (A)	3,0	28	1,30	3,45	213	346	450	bună
PZ 400	3,4	25	3	4	201	247	400	bună
M 400	5,9	25,3	2,30	4,15	190	250	395	bună

Fig. 5. Prisma de beton cu ciment Portland alitic după 3 luni de menținere în esterul diizooctilic al acidului sebacic

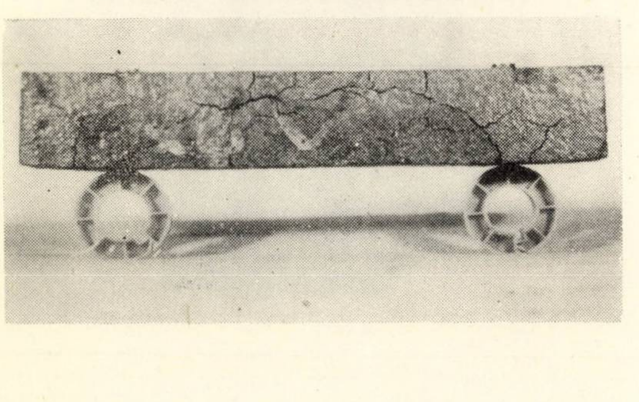


Tabela 2

Compoziția betoanelor

Natura cimenturilor	Dozaj de ciment (kg/m³)	Dozaj de agregat				Raport a/c	γ_b proaspăt (kgf/m³)
		0—7 mm		7—15 mm			
		(kg/m³)	(%)	(kg/m³)	(%)		
A	300	923,40	48,6	976,60	51,4	0,5	2,440
PZ	300	923,40	48,6	976,60	51,4	0,5	2,400
M	300	923,40	48,6	976,60	51,4	0,5	2,420

În cazul esterilor care fac obiectul cercetării de față, ținînd seamă că încercările s-au efectuat doar pe betoane, este prematur să se tragă concluzii asupra cauzei fenomenului de expansiune. Urmează ca aceste concluzii să fie formulate după efectuarea unor cercetări pe compușii puri din compoziția cimentului Portland.

4. STUDIUL MIJLOACELOR DE PROTECȚIE

În vederea protejării betonului împotriva acțiunii distructive a esterilor luați în studiu au fost cercetate cîteva soluții anticorosive, preconizîndu-se două metode de protecție, și anume :

— aplicarea pe suprafața betonului de pelicule aderente impermeabile și rezistente la acțiunea plastifianților studiați;

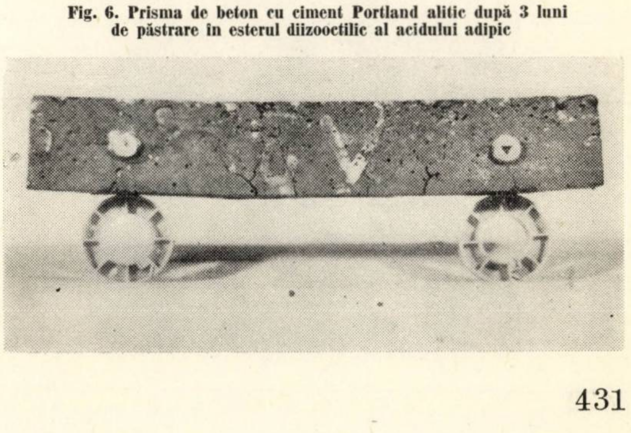
Tabela 3

Rezistența la compresiune (kgf/cm²) a probelor păstrate timp de 2 și 5 luni în esterii diizooctilici ai acizilor adipic și sebacic în raport cu probele martor

Natura cimentului	Nr. crt.	Rez. după 2 luni de menținere în esterul		Rez. după 5 luni de menținere în esterul		Rez. probelor martor la 5 luni	Scăderi ale rezist. în % față de martor a prod. păstrate în	
		A	S	A	S		A	S
A	1	165	120	112	86	400		
	2	160	116	108	86	388		
	3	168	126	110	88	392		
	4	164	124	104	86	393		
	media	164	121	108	86	393	72,5 %	78,1 %
PZ	1	225	206	164	146	340		
	2	215	206	160	150	348		
	3	220	204	163	140	352		
	4	220	200	165	150	354		
	media	220	204	163	146	348	53 %	58 %
M	1	230	210	190	186	374		
	2	234	208	200	186	366		
	3	232	315	190	180	365		
	4	230	210	193	184	356		
	media	210	193	184	365		47 %	49,5 %

A — esterul diizooctilic al acidului adipic
S — ,, ,, ,, ,, sebacic

Fig. 6. Prisma de beton cu ciment Portland alitic după 3 luni de păstrare în esterul diizooctilic al acidului adipic



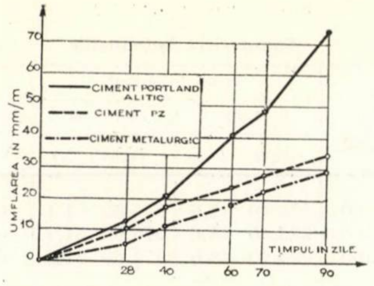


Fig. 7. Umflarea probelor de beton păstrate în esterul diizooctilic al acidului sebacic

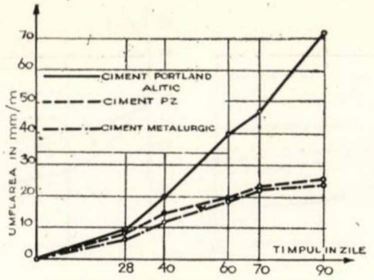


Fig. 8. Umflarea probelor de beton menţinute în esterul diizooctilic al acidului adipic

— încorporarea în masa betonului proaspăt de poli (acetat de vinil) cu scopul modificării compoziţiei şi structurii betonului întărit.

4.1. Aplicarea de pelicule rezistente

Au fost studiate cîteva tipuri de pelicule aplicate pe probe de beton la vîrsta de 30 de zile. Betonul protejat a avut compoziţie identică cu cel supus direct acţiunii agenţilor agresivi. Peliculele aplicate au fost realizate din următoarele substanţe: silicat de sodiu $Na_2O.SiO_2$, poli (acetat de vinil) E 50 şi pastă de ciment cu 40% poli.

Soluţia de silicat de sodiu a fost aplicată în trei straturi succesive folosindu-se soluţii cu densităţi diferite: pentru primul strat densitatea a fost de 1,30, iar pentru stratul al doilea şi al treilea de 1,39. După aplicarea fiecărui strat, probele de beton au fost lăsate să se usuce în condiţii de laborator.

Emulsia de poli E 50 s-a aplicat în două straturi succesive la interval de o zi, realizîndu-se o peliculă impermeabilă în grosime de cca 0,2 mm.

Pasta de ciment cu 40% poli E 50 şi 20% apă din greutatea cimentului a fost aplicată pe epruvete umezite în prealabil. Epruvetele astfel protejate au fost păstrate timp de trei zile în cutia de aer umed pentru întărirea peliculei.

Epruvetele de beton tratate superficial cu soluţiile sus menţionate, după întărirea peliculei, au fost introduse în esteri.

După observaţii efectuate timp de şapte luni s-a constatat că betonul protejat cu peliculele studiate nu prezintă nici un semn de degradare.

4.2. Betoane cu adaos de poli

Deoarece în ultimul timp se foloseşte pe scară din ce în ce mai largă poli ca adaos la prepararea betoanelor în scopul ridicării calităţii acestora ([6], [7], [8]), în studiul de faţă s-a cercetat şi comportarea betoanelor cu adaos de poli la acţiunea agresivă a esterilor diizooctilici ai acizilor adipic şi sebacic. La prepararea acestor betoane s-au folosit aceleaşi cimenturi şi agregate ca şi în cazul betoanelor descrise la punctul 2, adăugîndu-se emulsie de poli E 50 în diferite proporţii conform tabelei 4.

Epruvetele confecţionate din beton cu adaos de poli au fost păstrate timp de trei zile în cutia de aer umed, apoi pînă la vîrsta de 28 de zile în condiţiile de laborator. La vîrsta de 28 de zile au fost introduse în aceleaşi medii agresive. Betonul cu adaos de poli prezintă rezistenţă chimică mărită — comparativ cu betonul obişnuit — faţă de acţiunea esterilor studiaţi. În figura 10 este redată o epruvetă de beton cu 20% poli după şapte luni de menţinere în esterul diizooctilic al acidului sebacic. După cum se observă, betonul nu prezintă nici un semn de degradare.

În tabela 5 sînt prezentate valorile medii ale rezistenţei la compresiune pe epruvete din beton cu poli.

Din analiza datelor cuprinse în tabela 5 se constată următoarele:

— Rezistenţa la compresiune a betonului cu poli păstrat în plastifianţii luaţi în studiu depinde de raportul polimer/ciment (p/c) din beton. Cu cît raportul p/c este mai mare, cu atît betonul este mai rezistent.

— La acelaşi raport p/c, natura cimentului folosit la prepararea betonului cu poli are influenţă asupra rezistenţei chimice. Betonul confecţionat cu ciment Portland alitic prezintă rezistenţă mărită la acţiunea esterilor, faţă de betonul cu ciment M şi PZ.

Din corelarea datelor cuprinse în tabelele 5 şi 3 se constată rezistenţa mărită a betoanelor cu poli faţă de betonul obişnuit. După acelaşi interval de menţinere în plastifianţi, betonul cu poli prezintă scăderi ale rezistenţei la compresiune faţă de probele martor între 6—25%, funcţie de natura cimentului şi raportul p/c, pe cînd betonul obişnuit, între 47—78,1%.

Rezistenţa betonului cu poli la acţiunea agresivă a esterilor folosiţi se explică prin modificarea structurii fizice a betonului şi prin fenomenul de autocompactare datorită umflării polimerului sub acţiunea plastifianţilor.

Fig. 9. Epruveta de beton cu ciment Portland alitic după 7 luni de menţinere în esterul diizooctilic al acidului sebacic

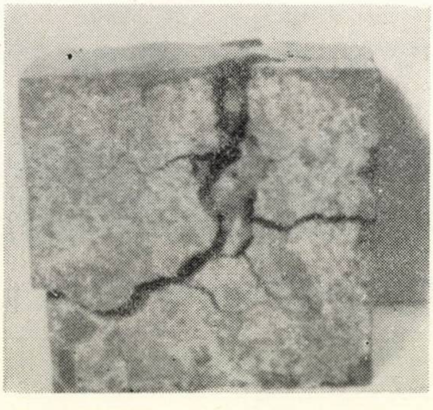


Fig. 10. Epruveta de beton cu 20% poli după 7 luni de menţinere în esterul diizooctilic al acidului sebacic

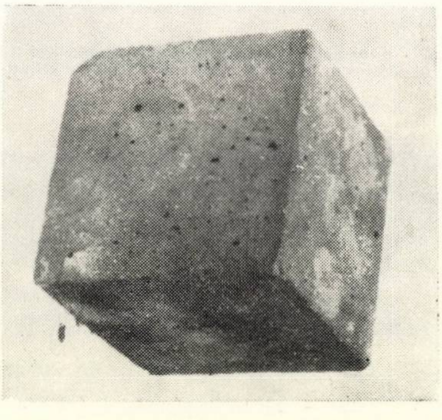


Tabela 4

Compoziţia betoanelor cu adaos de poli (acetat de vinil)

Natura cimentului	Dozaj de ciment (kg/m³)	Raport polimer/ciment (p/c)	Dozaj de agregat (kg/m³)	Raport a/c
A	300	0,1	1 900	0,42
		0,2	1 900	0,40
		0,4	1 900	0,32
PZ	300	0,1	1 900	0,42
		0,2	1 900	0,40
		0,4	1 900	0,32
M	300	0,1	1 900	0,42
		0,2	1 900	0,40
		0,4	1 900	0,32

Tabela 5

Rezistenţa medie la compresiune (kgf/cm²) a probelor de beton cu poli (acetat de vinil) după 5 luni de menţinere în esterii studiaţi

Natura cimentului	Raport polimer/ciment (p/c)	Rezistenţa după 5 luni de menţinere în esterul		Rezistenţa probelor martor la 5 luni	Scăderi ale rezistenţei în % faţă de martor a probelor păstrate în esterul	
		A	S		A	S
A	0,1	276	260	330	16,4	21,3
PZ	0,1	224	220	294	23,8	25,2
M	0,1	220	218	280	21,4	22
A	0,2	318	310	345	7,2	10
PZ	0,2	280	272	310	9,5	12,2
M	0,2	285	280	320	12	12,5
A	0,4	296	290	315	6	8
PZ	0,4	267	260	296	9,8	12,2
M	0,4	278	270	306	8,3	11,6

A – esterul diizooctilic al acidului adipic
S – ,, ,, ,, sebacic

5. CONCLUZII

1. Esterii diizooctilici ai acizilor adipic şi sebacic exercită o acţiune distructivă asupra betonului, indiferent de natura cimentului, constatîndu-se o diferenţiere în funcţie de compoziţia mineralogică a acestuia. Cimentul Portland alitic prezintă cea mai mică rezistenţă la acţiunea agenţilor agresivi studiaţi.

2. Fenomenele de coroziune generate de esterii studiaţi asupra betoanelor sînt caracteristice tipului III de coroziune (fenomene expansive).

3. Aplicarea de pelicule superficiale din silicat de sodiu, poli E 50, pastă de ciment cu 40% poli, precum şi încorporarea în masa betonului de poli protejează betonul contra acţiunii agresive a esterilor studiaţi.

4. Se recomandă folosirea betonului cu cca 20% poli din greutatea cimentului, aceasta reprezentînd o soluţie mai sigură, faţă de protecţia prin pelicule aplicate superficial, care în timpul exploatării pot fi distruse.

Bibliografie

[1] Voina N., Velica P., Schiller E. : *Acţiunea agresivă a dibutilftalatului asupra betoanelor*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 8, 1966.

[2] Steopoe A. : *Durabilitatea betoanelor*, Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[3] Moskvin V. M. : *Coroziunea betonului*, Bucureşti, Editura de stat pentru arhitectură şi construcţii, 1955.

[4] Biczok I. : *Coroziunea şi protecţia betonului*. Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[5] Şişman S. : *Protecţia împotriva coroziunii la construcţiile industriale*. Buletinul de Informare Tehnică, nr. 21, 1967.

[6] Voina N., Velica P., Schiller E. : *Unele probleme privind betoanele cu polimeri*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 9, 10, 1966.

[7] *** Building Research Station Digest, nr. 74, 1955.

[8] Cerkinski I. S. : *Betonul de ciment cu polimeri*, Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

NOTE

Noi metode de montare precisă a clădirilor din panouri mari

La executarea clădirilor integral prefabricate din panouri mari şi, în special, la cele cu număr mare de niveluri, capătă o deosebită importanţă asigurarea unei precizii ridicate de montaj.

Diferitele metode de montaj al panourilor mari utilizate pînă în prezent se bazează în general pe aşa-numita ,,aşezare liberă'' a elementelor (sau ,,montaj liber''), în care elementele se aşază cu macaraua într-o poziţie cît mai apropiată de cea din proiect, fiind dirijate de către macaragiu şi muncitorii montori, după care se fixează cu legături provizorii pînă la realizarea îmbinărilor (în cazul elementelor verticale). Aceste metode de montaj nu pot asigura totdeauna precizia necesară la aşezarea elementelor şi îmbinarea lor şi duc la un consum ridicat de forţe de muncă şi la un timp mare de imobilizare a macaralelor. Astfel, după datele Institutului de cercetări ştiinţifice NIIOMTP din U.R.S.S., consumul de manoperă pentru montarea panourilor mari prin metodele obişnuite, la o clădire de locuit, era în medie de 0,3 oameni-zile pe 1 m² suprafaţă locuibilă, din care orientarea elementelor agăţate în cîrligul macaralei şi aşezarea lor în poziţia de proiect reprezentau 0,12 oameni-zile pe m² suprafaţă locuibilă (40%). Aceleaşi operaţii reprezentau 48,5 % din durata totală de utilizare a macaralei.

În scopul asigurării unei precizii sporite la montaj şi a reducerii consumului de manoperă şi a timpului de utilizare a macaralelor, au apărut diferite procedee de montaj în care elementele sînt obligate în diverse moduri să ocupe poziţia precisă din proiect, excluzîndu-se posibilităţile de eroare datorite unor manevre defectuoase sau unei trasări greşite.

Aceste procedee au căpătat în U.R.S.S., unde cunosc o largă aplicare, denumirea de ,,montaj forţat''. Ele se aplică de mai mulţi ani şi în alte ţări, dintre care Franţa, Danemarca, Anglia etc.

Montarea forţată a panourilor mari se poate realiza pe următoarele căi :

a) Fixarea poziţiei elementelor prefabricate datorită unei alcătuiri speciale a zonelor de îmbinare — metoda contactului.

b) Fixarea poziţiei prin piese speciale — fixatoare, prevăzute în cadrul elementelor.

c) Fixarea poziţiei elementelor cu ajutorul unor dispozitive speciale de montaj (diferite tipuri de şabloane etc.).

d) Fixarea poziţiei elementelor prin combinarea metodelor de mai sus.

Metoda contactului se aplică în procedeele franceze ,,Coignet'' ,,Tracoba — 1'' etc.

Procedeul Coignet, care s-a aplicat la clădiri din panouri mari cu 16 niveluri și chiar mai multe, permite obținerea unor elemente cu toleranțe minime (pînă la 1 mm) și o calitate ridicată a suprafețelor și muchiilor în contact la îmbinarea elementelor prefabricate. Panourile mari, ale căror dimensiuni ajung pînă la 7,5×2,5 m, iar greutățile pînă la 10 t, se montează uscat, prin contact direct între ele. Între panourile de pereți exteriori, pereți interiori și planșeu se formează rosturi orizontale și verticale care se monolitizează cu beton. În partea superioară a panourilor de pereți interiori se prevăd cîte doi dinți care pătrund în nișe lăsate în panourile de planșeu și asigură astfel poziția obligată a elementelor montate. Datorită soluțiilor constructive adoptate, montajul se poate efectua de către muncitori cu o calificare redusă.

Procedeul Tracoba — 1 se bazează de asemenea pe contactul direct al elementelor și a fost utilizat la clădiri din panouri mari cu 3—23 niveluri. Pentru a se asigura precizia la montaj a panourilor portante de pereți interiori, acestea reazemă în două puncte pe panourile de planșeu, avînd prevăzute nișe în care pătrund dinți de pe marginea panourilor de planșeu. Poziția precisă a panourilor de planșeu este asigurată de mustăți prevăzute la partea superioară a panourilor portante de pereți interiori. După montaj, îmbinările se monolitizează.

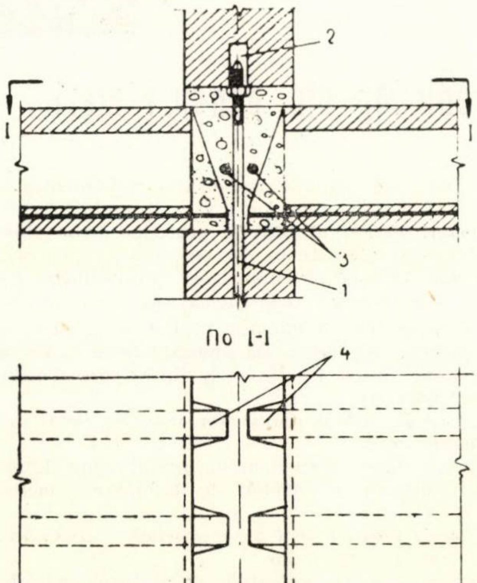
Montarea forțată cu ajutorul unor piese speciale-fixatoare prevăzute în elemente se aplică la o serie de procedee din Danemarca și Anglia, iar în ultimul timp se utilizează și în U.R.S.S.

În procedeul Larsen și Nielsen, utilizat la clădiri din panouri mari cu 3—16 și chiar mai multe niveluri, elementele se execută în fabrică cu toleranțe de ±2...±5 mm. Se acordă o deosebită importanță conservării integrității muchiilor elementelor în timpul transportului, în care scop ele se protejează cu corniere speciale din material plastic. Procesele umede la montaj sînt reduse la minimum; rosturile verticale ale panourilor exterioare sînt etanșate la exterior cu garnituri de neopren, iar la rezemarea planșeelor se prevăd fîșii lipite din plăci de PFL cu grosimea de 3—5 mm.

Montarea în poziție precisă a panourilor verticale portante este asigurată prin buloane-fixatoare cu diametrul de 18—20 mm prevăzute cu piulițe de reglare și care ies în afară la fața superioară a panourilor de pereți interiori și de pereți exteriori de capăt. La fiecare panou sînt prevăzute cîte două buloane-fixatoare care depășesc cu 30 mm fața superioară a panourilor de planșeu așezate peste ele. Buloanele-fixatoare pătrund în goluri prevăzute la partea inferioară a panourilor superioare și asigură poziția precisă a acestora. În timpul montajului, panourile reazemă cu fața inferioară pe piulițele de reglare și se fixează provizoriu cu contrafișe telescopice. Reglarea poziției panourilor montate se face cu ajutorul piulițelor și al contrafișelor telescopice. Buloanele-fixatoare servesc nu numai pentru fixarea poziției panourilor superioare de pereți, ci și pentru prinderea dispozitivelor de montaj cu ajutorul unor urechi de agățare de inventar, precum și pentru asigurarea legăturii între panourile de planșeu și de pereți. În tot cursul montajului nu se utilizează sudura.

Fig. 1. Alcătuirea îmbinării dintre panourile portante de pereți interiori și panourile de planșeu în procedeul Jespersen:

1 – bulon-fixator cu piuliță de reglare;
2 – gol pentru pătrunderea bulonului-fixator;
3 – bare de armătură;
4 – console ale panourilor de planșeu.



După așezarea și verificarea poziției elementelor fiecărui etaj, se toarnă mortar în rosturile orizontale și verticale ale panourilor de pereți și planșeu. Spațiul din jurul buloanelor-fixatoare nu se umple cu mortar și numai după întărirea acestuia se deșurubează puțin piulițele de reglare și spațiul liber se completează cu mortar, obținîndu-se astfel o foarte bună rezemare a panourilor pe toată lungimea lor.

Turnarea mortarului se face cu un buncăr special pe pneuri, care se deplasează pe planșeu.

În procedeul danez Jespersen, care cunoaște o largă răspîndire în Danemarca, Anglia și Suedia, elementele de planșeu din fîșii cu goluri reazemă prin intermediul unor console pe panourile portante de pereți interiori (fig. 1). Montajul începe cu panourile portante de pereți interiori, a căror poziție precisă este asigurată de buloane-fixatoare cu piulițe de reglare.

Pînă la monolitizarea îmbinărilor, panourile sînt menținute în poziția necesară cu ajutorul contrafișelor de inventar. După aceea, pe panourile de pereți transversali se montează uscat fîșiile de planșeu și în centurile de peste panouri se așază bare de armătură, după care se montează panourile de pereți exteriori și în toate îmbinările verticale și orizontale se toarnă mortar care se vibrează cu grijă.

În procedeul englez Reema, utilizat la construcția unor clădiri la Leeds, buloanele-fixatoare cu piulițe de reglare erau în număr de patru la fiecare panou, amplasate cîte două la fiecare colț. Ele nu pătrundeau în goluri prevăzute în beton, ci în plăci metalice speciale cu găuri. După montaj, zona de îmbinare, ușor accesibilă, se completa cu mortar.

Buloane-fixatoare pentru poziționarea panourilor de pereți se utilizează și în procedeul Bison, precum și în metoda de montaj elaborată de un centru de cercetări științifice din Anglia și aplicată la construcția unor clădiri din panouri mari de la Stockport și Edmondton. În procedeul englez Terson's, buloanele-fixatoare se înlocuiesc cu bare filetate, care ies în afară, atît pe latura superioară a panourilor inferioare, cît și pe latura inferioară a panourilor superioare. Barele se găsesc pe aceeași verticală și se leagă între ele prin manșoane filetate cu ajutorul cărora se face și reglarea poziției panourilor.

La Leningrad, un colectiv din cadrul trustului Leningradorgstroi, al combinatului pentru construcția de case Obuhovo și al Institutului Len TNIIEP, a elaborat o nouă metodă de montaj forțat prin autofixarea elementelor. Noua metodă prevede fixarea fiecărui panou vertical în patru puncte obligate, respectiv două pe latura inferioară orizontală și cîte unul pe fiecare latură verticală. Elementele de fixare sînt piese metalice în formă de urechi—alcătuite în general din oțel lat, îndoite și crestate în mod corespunzător pentru a se prinde între ele pe laturile verticale—și din buloane-fixatoare cu piulițe de reglare, pe laturile orizontale.

Toate elementele de fixare sînt încastrate în beton și solidarizate cu armătura panourilor. Precizia de montaj se asigură prin poziționarea exactă a elementelor de fixare, panoul de beton putîndu-se considera ca suspendat prin intermediul armăturii, în punctele de fixare obligate. Abaterile dimensionale ale suprafețelor panourilor, în limitele admise de prescripțiile în vigoare, care nu ar permite montajul forțat prin metoda contactului, nu influențează în metoda montajului prin autofixare, deoarece îmbinarea elementelor se face numai într-un număr limitat de puncte.

Poziționarea precisă a acestor puncte în timpul formării nu prezintă o complicație deosebită, abaterile dimensionale pentru ele luîndu-se la fel ca la construcțiile metalice.

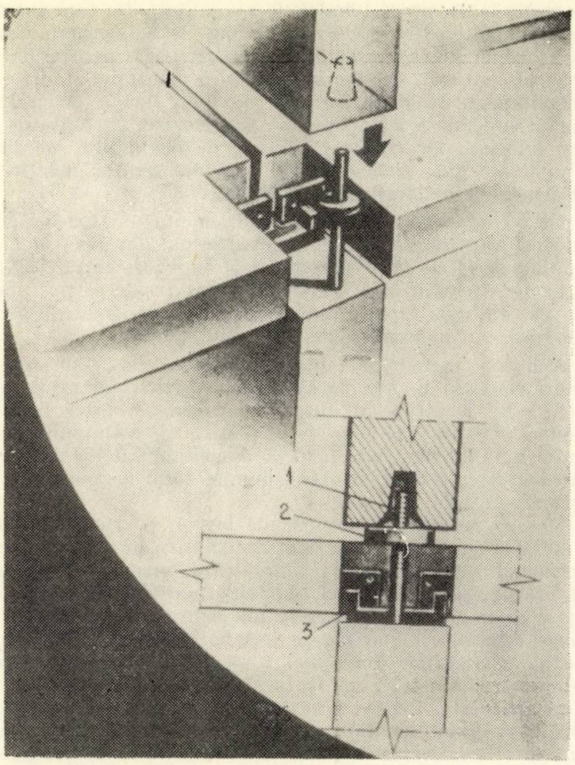


Fig. 2 a

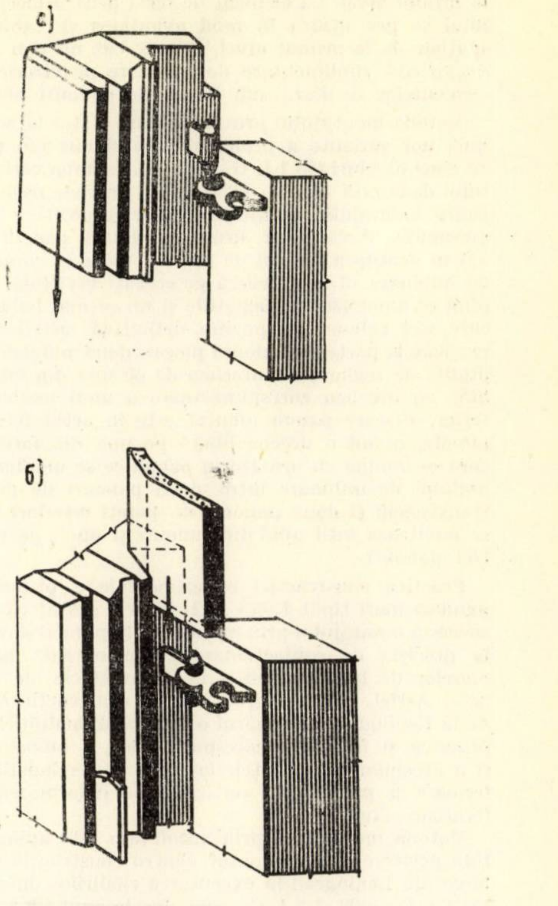


Fig. 2 c

Fig. 2 b

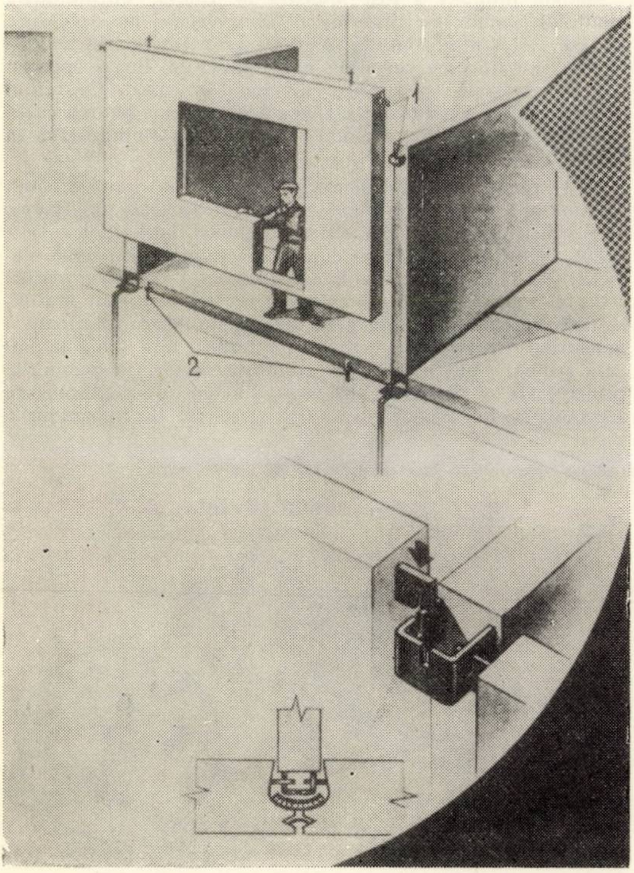


Fig. 2. Montarea panourilor mari prin metoda autofixării

a) îmbinarea panourilor de pereți interiori și a planșeelor cu ajutorul buloanelor fixatoare:

1 — buloane-fixatoare; 2 — piuliță de reglare; 3 — scaun de rezemare

b) îmbinarea panourilor de pereți interiori și exteriori cu ajutorul urechilor din platbande:

1 — ureche din oțel lat; 2 — buloane-fixatoare;

c) variantă de îmbinare între panourile de pereți interiori și exteriori cu piese speciale.

Buloanele-fixatoare de pe fața superioară orizontală a panourilor pătrund în goluri lăsate în fața inferioară orizontală a panourilor de la nivelul superior (la fel ca la procedeele Larsen-Nielsen și Jespersen). Ele servesc atît la poziționarea panourilor superioare, cît și la manipularea panourilor inferioare în care sînt încastrate, înlocuind urechile de agățare (fig. 2 a).

Piesele de fixare de pe laturile verticale se îmbină între ele fără sudură și sînt protejate de coroziune prin betonul turnat în rosturile verticale dintre panouri (fig. 2 b).

Panourile de planșeu au de asemenea prevăzute piese înglobate de fixare sub formă de cîrlige, dispuse pe laturile lungi, și care reazemă pe scaune în formă de U încastrate în beton pe fețele superioare ale panourilor portante de pereți interiori (fig. 2 a).

Montajul clădirilor din panouri mari prin metoda autofixării elementelor începe cu așezarea în poziția din proiect a două panouri de bază, la primul nivel. Primul panou de bază se montează la un perete transversal exterior de capăt al primei secțiuni, iar al doilea, la un perete transversal dincolo de rostul de dilatație dintre prima și a doua secțiune. În acest fel, eventualele erori care ar putea apărea la montaj se compensează în intervalul dintre cele două panouri de bază de la primul nivel. Ca element de bază pentru începerea montajului se pot utiliza în mod avantajos și cabinele sanitare spațiale de la primul nivel, în care caz nu mai sînt necesare dispozitive suplimentare de susținere provizorie ca în cazul elementelor de bază sub formă de panouri plane.

Metoda montajului prin autofixare a stat la baza elaborării unei noi variante a proiectului de clădiri din panouri mari cu cinci niveluri tip 1 L G — 502 — 6. În noua variantă a proiectului denumită 1 L G — 502 — 6 B se prevede posibilitatea efectuării montajului cu ajutorul unor dispozitive și mecanisme automate. Acestea ar urma să aducă panoul pînă la cca 0,5 m deasupra locului de așezare, astfel ca punctele obligate de îmbinare să se găsească pe aceeași verticală, să-l mențină pînă se amortizează oscilațiile și nu se mai balansează, după care să-l coboare în poziția definitivă, astfel ca panoul să reazeme la partea inferioară pe cele două buloane-fixatoare cu piulițe de reglare, iar urechea de pe una din laturi să se îmbine cu urechea corespunzătoare a unui panou montat anterior. Fiecare panou montat este în acest fel fixat în trei puncte, avînd o ureche liberă pe una din laturile verticale care se îmbină cu următorul panou ce se montează. În cazul nodului de îmbinare între două panouri de pereți interiori transversali și două panouri de pereți interiori longitudinali, se montează întîi unul din panouri și apoi, pe rînd, celelalte trei panouri.

Practica construcției experimentale a primei clădiri din panouri mari tip 1 L G — 502 — 6 B a arătat că realizarea cu succes a montajului prin autofixare impune o serie de exigențe la precizia de confecționare a elementelor, la amplasarea pieselor de legătură, cît și la dispozitivele de montaj utilizate. Astfel, la montajul primei construcții experimentale de la Leningrad au apărut o serie de dificultăți legate de amplasarea și fixarea necorespunzătoare a buloanelor-fixatoare și a urechilor de pe fețele laterale, de neplaneitatea feței inferioare a panourilor verticale, de deformarea buloanelor-fixatoare etc.

Metoda montajului prin autofixare este aplicată cu rezultate pozitive de combinatul pentru construcția de case Obuhovo din Leningrad la executarea clădirilor din panouri mari tip 1 L G — 602 și 1 L G — 502, iar în anul 1968 ea va începe să fie larg utilizată de către alte două combinate pentru construcția de case din Leningrad.

O comparație între varianta inițială a clădirii din panouri mari tip 1 L G 502 — 6 și noua variantă pentru montaj prin autofixare tip 1 L G — 502 — 6 B arată că soluția de montaj prin autofixare duce la reducerea cu cca 25 % a consumului de manoperă pentru operațiile de executare a îmbinărilor și rosturilor de panouri, precum și de finisaj al fațadelor. Se reduce de asemenea cu cca 18 % consumul de manoperă și cu cca 38 % orele de funcționare a utilajului, pentru operațiile de montaj al elementelor componente ale clădirii. Consumul de metal în piesele înglobate pentru autofixare este cu aproape 5 % mai redus decît la panourile pentru clădiri cu îmbinări sudate, realizîndu-se și economii de electrozi pentru sudură.

Montarea forțată a elementelor prefabricate cu ajutorul unor dispozitive speciale s-a aplicat în U.R.S.S. începînd din anul 1960 și a cunoscut o largă răspîndire la clădirile din panouri mari tip 1 — 468 și alte tipuri de clădiri. Primul set de dispozitive speciale pentru montajul clădirilor tip 1 — 468 a fost elaborat de ing. I.S. Deutsch și prezentat la timpul respectiv în literatura tehnică de specialitate din țara noastră. Setul de dispozitive elaborat de ing. I. S. Deutsch constă în principal dintr-un șablon spațial de bază pentru fixarea primelor panouri, de la care se pornea montajul, și din bare orizontale de legătură formate din țevi fixate articulat la partea superioară a panourilor transversale portante de pereți interiori. De barele orizontale de distanțare marginale erau fixate piese articulate cu menghine pentru menținerea în poziție a panourilor longitudinale.

Un set complet de dispozitive de montaj pentru o clădire cu cinci niveluri și 60 apartamente, format din două șabloane spațiale și 44 de bare orizontale de legătură, cîntărea 7,2 t.

La partea inferioară, panourile transversale se poziționau cu ajutorul unor furci fixatoare din platbande fixate la partea superioară a panourilor de la nivelul inferior.

Aplicarea metodei de montaj forțat al clădirilor din panouri mari tip 1 — 468 cu ajutorul dispozitivelor propuse de ing. I. S. Deutsch a dus la reducerea duratei de poziționare și fixare a panourilor cu peste 50 %, a timpului de folosire a utilajelor cu cca 40 %, a consumului de manoperă la montaj cu 24,3 % și a consumului total de manoperă pe întreaga clădire cu cca 4 %.

Metoda de montaj propusă de ing. I. S. Deutsch a fost supusă la o serie de îmbunătățiri succesive pe linia reducerii consumului de metal și a simplificării montajului și a fost extinsă, cu unele adaptări, și la alte tipuri de clădiri din panouri mari. Astfel, un colectiv din cadrul Institutului de ingineri constructori din Odesa a elaborat o metodă de montaj forțat al clădirilor din panouri mari tip 1 — 464 A (proiect Ghiprostroiindustria) cu ajutorul barelor orizontale de legătură articulate. Pentru aceasta a fost necesar să se modifice alcătuirea îmbinării dintre panourile exterioare și panourile interioare transversale. În varianta inițială, montajul panourilor interioare transversale se făcea numai după montajul a două panouri exterioare alăturate, în timp ce în noua variantă propusă montajul se face formînd pe rînd contururi închise alcătuite din două panouri de pereți longitudinali (unul exterior și unul interior) și două panouri de pereți transversali (interiori). Ca elemente de bază s-au utilizat două panouri de pereți interiori transversali, montate cu ajutorul teodolitului și fixate prin contrafișe înclinate și prin planșeele montate peste ele.

Metoda propusă a fost aplicată la Odesa, obținîndu-se montajul panourilor interioare transversale cu toleranțe de ±1... ±2 mm. Metoda a dus de asemenea la simplificarea și reducerea sensibilă a timpului de lucru pentru fixarea provizorie și verificarea panourilor mari. Consumul de manoperă s-a redus de la 1,95 — 2,90 ore/buc. pentru cazul utilizării contrafișelor înclinate tip Ghiprostroiindustria la 0,4 — 0,7 ore/buc.

La Leningrad a fost elaborată de asemenea o nouă metodă de montaj cu ajutorul unor dispozitive speciale de fixare, care a fost aplicată la clădirile din panouri mari tip 1 L G — — 502. Setul de dispozitive constă în principal din două elemente de bază care îndeplinesc și funcția de turn pentru reflectoare și din 60 de elemente orizontale denumite stabilizatoare, care se fixează la 1700 mm, peste latura inferioară a panourilor transversale de pereți interiori, cîte două la fiecare panou. Pentru fixarea stabilizatoarelor, în panourile transversale se prevăd găuri cu diametrul de 43 mm care servesc ulterior pentru instalația electrică, iar în panourile

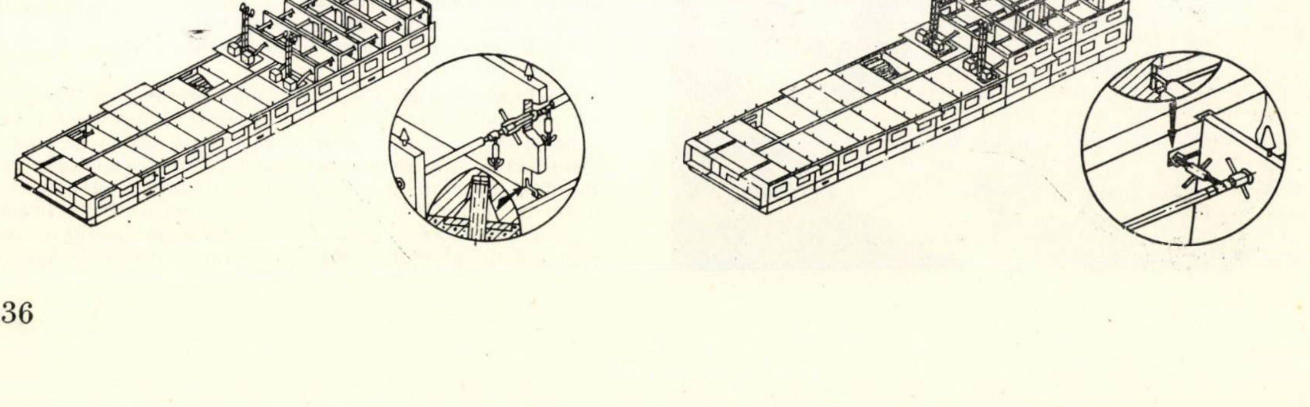


Fig. 3. Schema tehnologică de montaj forțat al panourilor mari, cu dispozitivele utilizate la clădirile 1 LG-502 din Leningrad

a) montajul pereților interiori portanți

b) montajul pereților exteriori

longitudinale de pereţi exteriori şi interiori se prevăd piese înglobate filetate în care se prind barele de legătură articulate dintre stabilizatori şi panouri (fig. 3 a, b). La partea inferioară, panourile sînt poziţionate prin buloane-fixatoare de tipul celor utilizate în metoda autofixării descrisă anterior.

Întregul set de dispozitive de montaj cîntăreşte 2 355 kg, din care cele două elemente de bază, fără contragreutăţile de beton, au 1 400 kg; greutatea medie a unui stabilizator este de 16 kg.

Institutul de proiectări Kiev ZNIIEP a proiectat un nou tip de dispozitive pentru montajul forţat al clădirilor din panouri mari cu multe niveluri. Dispozitivele au fost aplicate pentru prima dată la construcţia unei clădiri cu 12 niveluri dintr-un cartier experimental din Kiev şi au dat rezultate favorabile.

Clădirea la care s-au utilizat noile dispozitive este de tip turn, cu dimensiunile în plan de 30 × 18 m şi cu pereţi transversali portanţi cu travee de 6 m.

La partea superioară a fiecărui panou s-au prevăzut cîte două buloane-fixatoare cu diametrul de 22—30 mm care pătrund în goluri lăsate pe latura inferioară a panourilor superioare, ca la alte metode descrise anterior. Spre deosebire însă de celelalte metode descrise, la clădirea executată la Kiev, buloanele-fixatoare nu servesc numai pentru poziţionarea părţii inferioare a panourilor şi pentru manipularea lor, ci şi pentru prinderea legăturilor orizontale rigide care fixează poziţia părţii superioare a panourilor şi care în celelalte metode se prindeau de feţele exterioare ale panourilor. Prin aceasta se simplifică considerabil construcţia legăturilor orizontale rigide, se asigură o precizie ridicată şi se reduce consumul de metal în dispozitive.

Legăturile orizontale rigide între panourile de pereţi transversali sînt formate din ţevi cu diametrul de 76 mm, iar cele pentru fixarea panourilor de pereţi interiori longitudinali din ţevi scurte cu diametrul de 34 mm. Legăturile se prind de buloane-fixatoare, sub piuliţele de reglare, prin intermediul unor cîrlige plate şi se pot extrage, după montajul panourilor, pe deasupra.

Ca elemente de bază, la fiecare etaj se folosesc două panouri de pereţi transversali situate în partea centrală a clădirii şi solidarizate între ele cu legături orizontale rigide şi cu tiranţi-contravîntuiri flexibili din cablu de 11 mm. Tiranţii din cablu sînt de asemenea prinşi de buloanele-fixatoare prin bucle care se pot extrage uşor de sub piuliţele de reglare (fig. 4).

Montarea acestor două panouri de bază se face cu teodolitul, în continuare utilizîndu-se însă doar legături orizontale rigide pentru fixarea celorlalte panouri. Legăturile orizontale rigide se scot după realizarea îmbinărilor între panourile de pereţi, înainte de montarea panourilor de planşeu.

Setul complet de dispozitive de montaj pentru prima clădire executată la Kiev cuprindea 32 de legături orizontale rigide lungi, 24 legături orizontale rigide scurte şi 18 tiranţi flexibili, greutatea totală fiind de 1 760 kg.

Se consideră că din metodele de montaj forţat prezentate se pot desprinde o serie de idei care îşi pot găsi aplicaţii avantajoase în ţara noastră şi care pot contribui la reducerea consumului de manoperă şi la îmbunătăţirea calităţii construcţiilor din panouri mari. În acest sens pare deosebit de interesantă metoda de montaj prin autofixare, care nu pune condiţii de exactitate deosebit de severe întregului utilaj de formare,ci numai unui număr limitat de puncte obligate, precum şi metoda de montaj utilizată la clădirea cu 12 niveluri de la Kiev, care necesită dispozitive de montaj simple.

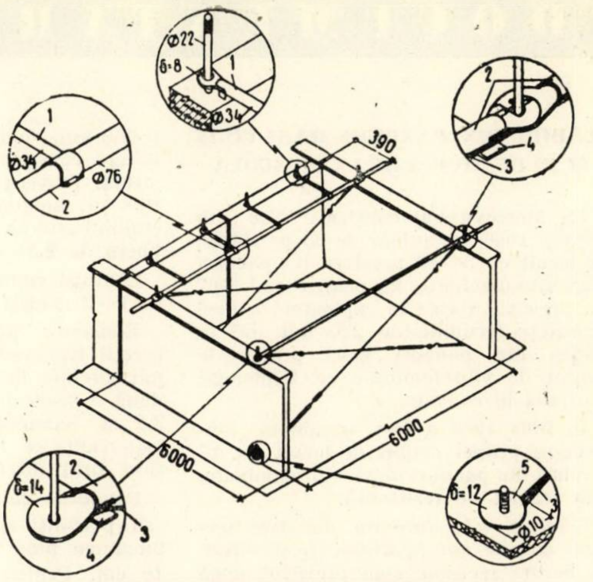


Fig. 4. **Schema dispozitivelor de montaj utilizate la clădirea cu 12 niveluri de la Kiev şi detalii de noduri:**
1 — legătură rigidă pentru fixarea panourilor longitudinale; 2 — legătură rigidă pentru panouri transversale; 3 — tiranţi flexibili; 4 — fururä de lemn; 5 — piuliţă de reglare.

Ing. G. Calmanovici

Bibliografie

[1] Kim L. V.: *Metodi prinuditelnego montaja krupnopanelnih jilih zdanii.* Moscova, Stroiizdat, 1965.

[2] Domaşenko I. şi Epştein L.: *Prinuditelnii montaj zdanii povişennoi etajnosti.* Jiliscinoe Stroitelstvo, nr. 4, 1967.

[3] *Industrialised-building Systems with Factory-made Components. Tall Buildings. The Reema System.* Concrete and constructional Engineering, nr. 5, mai 1966.

[4] Meyer Bohe W.: *Vorfertigung. Atlas der Systeme.* Essen, Vulkan—Verlag, 1967.

[5] Bajanov G.: *Montaj metodom samofiksatii.* Stroitel, nr. 12, 1967.

[6] Ţăranu P.: *Montajul clădirilor din panouri mari.* Sinteză documentară. Bucureşti, CDCAS 1963.

[7] Darskii M. şi Lapşin V.: *Montaj panelnih zdanii povişennoi etajnosti pri şirokom şaghe sten nesuşcih sten.* Jiliscinoe stroitelstvo nr. 6.1966.

DOCUMENTARE

CLĂDIRI DIN PANOURI MARI CU 17 ȘI 25 DE NIVELURI LA MOSCOVA

La Moscova s-au construit între anii 1965 și 1966 un număr de 33 de clădiri de locuit cu 9—10 niveluri din panouri mari vibrolaminate, iar pentru anul 1967 s-a prevăzut darea în exploatare a unei suprafețe locuibile de 240 mii m² în clădiri din panouri mari produse la mașini de vibrolaminare cu tehnologie continuă în conveier.

În iulie 1966 a fost terminată construcția primei clădiri de locuit cu 17 niveluri din panouri mari vibrolaminate, fără schelet de rezistență.

Clădirea este formată din trei secțiuni cu cîte opt apartamente pe nivel. În fiecare secțiune s-au prevăzut două lifturi (cu capacitatea de ridicare de 350 și 500 kg), două scări și două coridoare, fiecare conducînd la cîte patru apartamente. Traveea este de 3,2 m, lățimea — 12,8 m, lungimea — 122 m. Înălțimea etajului este de 2,7 m, din care înălțimea liberă de 2,55 m.

Clădirea cuprinde 384 de apartamente cu 1—3 camere.

Elemente portante principale sînt pereții transversali interiori care transmit sarcinile la cadre de beton armat cu două console așezate la intervale de 3,2 m. Sarcinile de la pereții exteriori neportanți se transmit la pereții interiori prin intermediul planșeelor.

Panourile de pereți interiori transversali portanți sînt plane și masive, cu lungimea pînă la 7 m și grosimea de 16 cm. Pentru primele patru niveluri ele s-au confecționat din beton marca B 400, iar restul din beton B 300. Panourile au o armare constructivă minimă și țevi de încălzire înglobate.

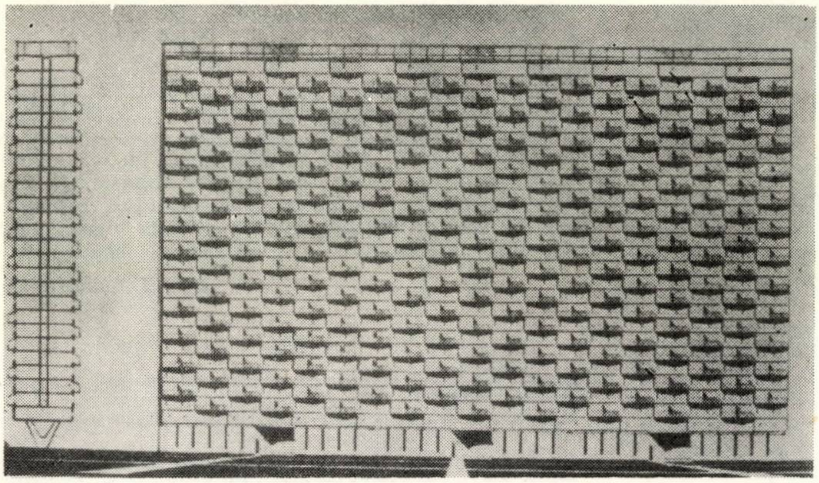
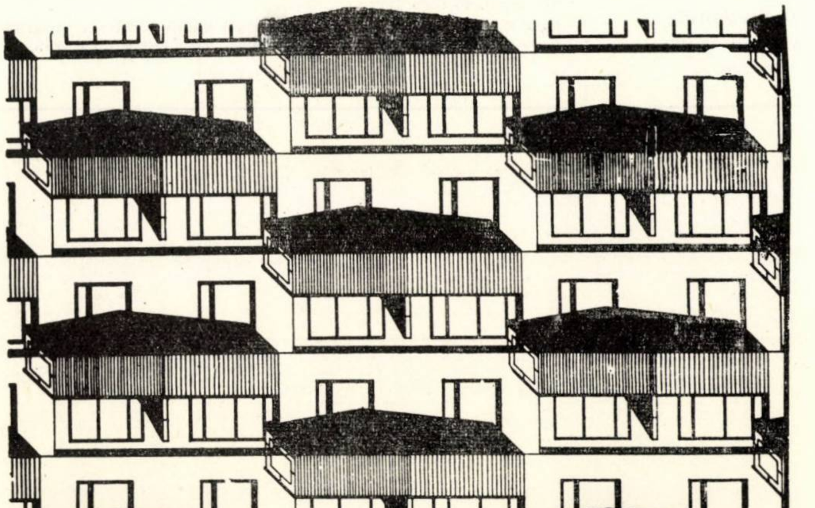


Fig. 1 a. Fațada principală și secțiune transversală prin clădirea cu 25 de niveluri

Fig. 1 b. Detaliu fațadă



Panourile de pereți exteriori sînt de asemenea plane și masive, cu lungimi pînă la 8 m și grosime de 31 cm. Ele s-au confecționat din beton de keramzit marca B 60 cu densitatea de 1 000 kg/m³. În planul fațadei, ele s-au finisat cu beton decorativ colorat. Panourile de pereți exteriori s-au completat din fabrică cu tîmplăria respectivă și pe șantier nu au mai necesitat nici un fel de lucrări suplimentare de finisaj.

Panourile de planșeu, plane și masive, au dimensiunea unei camere și grosimea de 14 cm, avînd înglobată instalația electrică. Ele s-au confecționat din beton B 300.

Panourile de pereți exteriori și interiori s-au îmbinat între ele cu piese metalice zincate și buloane. Rosturile verticale ale panourilor exterioare s-au rezolvat după o soluție principial nouă, prin suprapunere. Prin aceasta, deformațiile din temperatură și construcție ale betonului nu duc la deschiderea rosturilor, ceea ce permite să se renunțe la monolitizarea îmbinărilor dintre panouri, iar garniturile de etanșare nu sînt supuse la eforturi de întindere sau compresiune.

Garniturile de etanșare, din funie impregnată cu mastic KN-2, se montează de pe planșee sau balcoane, ceea ce ușurează sensibil controlul în timpul construcției.

În timpul exploatării clădirii, toate rosturile verticale (cu excepția celor din frontoane) sînt apărate de acțiunea directă a umidității prin balcoane și sînt ușor accesibile pentru control și reparații. Experiența exploatării timp de doi ani a confirmat calitatea superioară a rosturilor.

În afară de aceasta, sistemul adoptat a permis să se renunțe la rosturi de dilatație, deși lungimea clădirii depășea 120 m.

Pentru asigurarea unei rezemări corecte a panourilor portante de pereții interiori și evitarea dezaxărilor, s-au utilizat conuri-fixatoare din beton armat care asigurau poziția panourilor superioare de pereți peste cele inferioare și peste panourile de planșeu. La rezemarea panourilor de planșeu pe cele de pereți s-au utilizat pentru prima dată straturi subțiri de mortar de poză (pînă la 5 mm din pastă de ciment-nisip (în loc de mortar). Aceasta a fost posibil datorită gradului ridicat de precizie obținut la fabricarea panourilor vibrolaminate și a dus la creșterea rezistenței îmbinării și simplificarea lucrărilor de montaj, în special pe timp friguros.

Numărul de tipodimensiuni de elemente prefabricate a fost de 2,5 ori mai redus decît la alte clădiri asemănătoare. Astfel, la etajele curente s-au utilizat cinci tipodimensiuni de panouri de pereți exteriori, patru tipodimensiuni de panouri de planșeu, 10 tipodimensiuni de pereți interiori și șapte tipodimensiuni de elemente de completare.

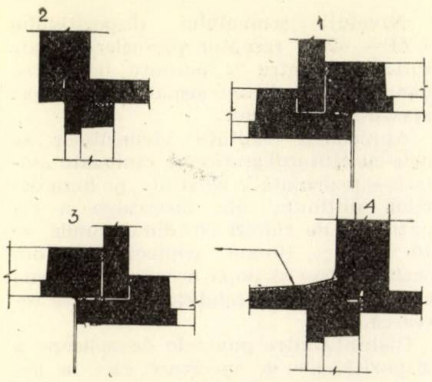


Fig. 2. Detalii constructive:

1 — rosturile orizontale între panouri; 2 — rosturile verticale între panouri; 3 — rosturile panourilor; 4 — balcon

Pe baza experienţei acumulate în realizarea a două clădiri cu 17 niveluri, s-a trecut la executarea unei clădiri cu 25 de niveluri din panouri mari vibrolaminate. La această clădire s-au continuat şi s-au dezvoltat ideile care au stat la baza realizării clădirilor cu 17 niveluri. S-a adoptat aceeaşi travee de 3,20 m cu panourile de pereţi exteriori avînd lungimea a două travee şi îmbinate prin suprapunere. Spre deosebire de clădirile cu 17 niveluri, unde panourile exterioare erau decalate între ele numai în plan orizontal, la noua clădire panourile de pereţi exteriori sînt decalate unul faţă de altul şi în plan vertical. Prin aceasta, toate rosturile sînt protejate, respectiv la fiecare panou, două rosturi verticale şi un rost orizontal sînt protejate de către panoul alăturat, iar al doilea rost orizontal este protejat de placa balconului superior.

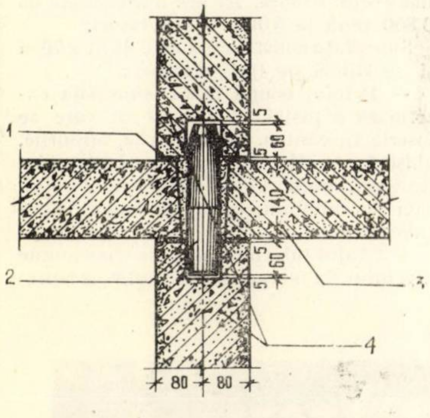


Fig. 3. Îmbinare între panourile de planşeu şi panourile de pereţi interiori portanţi:

1 — pastă de ciment-nisip; 2 — element de fixare din beton armat; 3 — panou de planşeu; 4 — panou de perete interior

La clădirea cu 25 de niveluri nu a mai fost suficientă preluarea forţelor orizontale din vînt numai de către panourile de pereţi interiori portanţi ca la clădirile cu 17 niveluri, ci s-au prevăzut în capetele clădirilor şi între tronsoane, diafragme de beton armat monolit turnate între panourile prefabricate, asigurîndu-se o legătură suplimentară între elementele prefabricate şi betonul turnat prin goluri în panouri şi care s-au umplut cu beton monolit.

Noua clădire cu 25 de niveluri reazemă pe stîlpi în formă de V şi are parterul liber pentru a nu stînjeni vizibilitatea înspre interiorul cuartalului de locuinţe. Clădirea are 24 de etaje de locuinţe şi un etaj tehnic amplasat peste stîlpii în formă de V, în cuprinsul înălţimii riglelor cadrelor de susţinere a clădirii.

Clădirea cuprinde 480 de apartamente cu o suprafaţă locuibilă medie de 37,58 m^2, suprafaţa locuibilă totală fiind de cca 18 mii m^2. Lucrările au început în anul 1967 şi se pare că vor fi terminate în anul 1968.

După ,,Stroitelstvo i Arhitectura Moskvî'' nr. 2/1967 şi 7/1967.

UN REACTOR NUCLEAR EXECUTAT CU COFRAJE GLISANTE ÎN CANADA

La o centrală cu energie atomică din Canada de la Gentilly, lîngă fluviul St. Laurent, s-a executat prima construcţie de reactor nuclear de beton din America, realizată cu ajutorul metodei cofrajelor glisante.

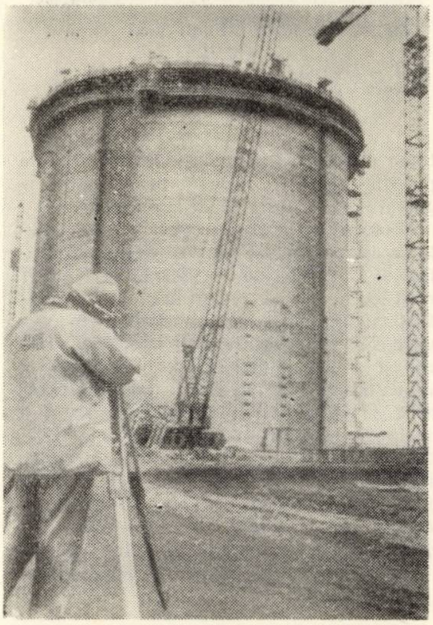


Fig. 1. Glisarea reactorului precomprimat

Reactorul este asemănător unui siloz circular monocelular cu un diametru de 36,50 m şi avînd înălţimea de 45,20 m. El s-a realizat prin glisare în conformitate cu proiectul comisiei Quebec-Hydro-Electric, beneficiarul şi antreprenorul lucrării.

Din studiile întocmite a reieşit că o construcţie cilindrică cu un perete cu o grosime de 122 cm, executat prin glisare şi precomprimat, prezintă soluţia cea mai economică.

Specialiştii canadieni arată că execuţia peretelui reactorului ar fi necesitat cinci luni, dacă lucrarea s-ar fi executat prin metode obişnuite. Prin aplicarea metodei cofrajelor glisante, turnarea peretelui s-a realizat în 17 zile.

Structura de rezistenţă a peretelui reactorului prezintă la exterior patru nervuri verticale, care servesc la ancorarea cablurilor orizontale de precomprimare a peretelui. Nervurile au o lăţime de 550 cm şi o grosime de 214 cm (fig. 1).

Cablurile orizontale de precomprimare a peretelui sînt în număr de 55 şi au fost pozate în beton în timpul glisării, sub juguri speciale proiectate de Soc. HEEDE International-Montreal-Co., specializată în construcţii inginereşti executate cu cofraje glisante.

Aceste cabluri se pozau la o distanţă pe verticală de circa 48 cm din ax în ax.

Peretele s-a proiectat a fi precomprimat şi pe verticală, tot cu ajutorul unor cabluri aşezate pe verticală la o distanţă de circa 54 cm, exceptînd cazurile cînd în perete se încastrau diverse piese şi utilaje necesare reactorului. Printre acestea se afla şi un rezervor de apă de 2 160 m^3.

Glisarea peretelui s-a executat cu un cofraj glisant acţionat de verine electrohidraulice, care se căţărau pe tije ce rămîneau înglobate în beton. Viteza medie de glisare a fost de circa 10 cm pe oră şi uneori mai mult de 15 cm pe oră. Pe cofraj se găseau montate şi pompele de presiune ale instalaţiei de glisare.

Ridicarea materialelor şi a betonului în cantitate totală de 7 800 m^3 s-a făcut cu o macara turn şi trei macarale mobile pe pneuri de 50,00 t.

După două sau trei zile de la turnarea betonului se tensiona fiecare al cincilea cablu orizontal (cu capacitatea de 300 tone) pînă la 80 % din rezistenţa de calcul, pentru a le verifica şi a înlocui eventualele fire rupte, după care se relaxau la un efort de 70 % din rezistenţă, blocîndu-le apoi în ancoraje speciale ce rezemau pe nervurile verticale.

Restul de cabluri (fiecare serie de patru din cele cinci luate în consideraţie) care n-au fost tensionate în timpul turnării betonului, precum şi cablurile verticale alcătuite fiecare din cîte 44 de fire, urmează să fie tensionate după o perioadă de 18 luni.

În timp ce cofrajul glisant se ridica, el lăsa în urma lui, în peretele de beton, şi canalele pentru pozarea celor 230 de cabluri verticale, care urmează să fie pozate după ce reactorul va fi aşezat în interior şi după ce se va betona şi deschiderea de 11,00 × 9,70 m, lăsată în perete la turnare. Betonarea se face cu un beton de aceeaşi marcă cu aceea a peretelui iniţial turnat.

Cofrajul glisant, care a fost alcătuit cu o foarte mică înclinare, a realizat un beton fin, care necesită o mică finisare suplimentară.

Ulterior, interiorul reactorului se acoperă cu un strat protector de vopsea pe bază de vinil.

În acest an s-a început execuţia cofrajului rezervorului de apă din interior şi cofrajul pentru cupola reactorului, prevăzută a avea o grosime de 61 cm.

Centrala atomică în care se construieşte acest reactor va avea o putere de 250 000 kW şi se prevede a intra în funcţiune în 1971.

După ,,Engineering News Record"
18, ianuarie 1968

INSTALAŢIE PENTRU CONTROLUL NEDISTRUCTIV AL ELEMENTELOR PREFABRICATE DE BETON ŞI BETON ARMAT LA LENINGRAD

La combinatul pentru construcţia de case Obuhovo din Leningrad s-a utilizat o instalaţie experimentală staţionară, semiautomată AM—IS pentru controlul calităţii elementelor prefabricate de beton şi beton armat prin metode nedistructive.

Încercarea elementelor se face prin impulsuri ultrasonice şi prin metode radiometrice.

Metoda de încercare prin impulsuri ultrasonice constă în măsurarea vitezei de răspîndire a frontului de unde acustice în elementul care se încearcă. Metoda radiometrică constă în determinarea amortizării intensităţii unor radiaţii gamma. Pe baza datelor obţinute prin cele două metode se poate determina omogenitatea, deformabilitatea (prezenţa fisurilor, golurilor etc.), densitatea, modulul lui Poisson, modulul dinamic de elasticitate şi modulul de lunecare al materialului elementului încercat.

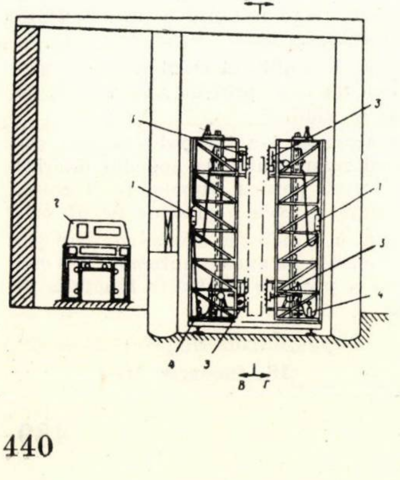
Instalaţia constă dintr-un stand de încercări şi o cameră a operatorului (fig. 1). În camera standului de încercări se găseşte partea mecanică a instalaţiei : cadrul mobil cu elementele de control — emiţători şi receptori. În camera operatorului se găseşte pupitrul de comandă de la distanţă. Pe pupitrul de comandă sînt montate dispozitivele de control prin impulsuri ultrasonice şi radiometrice UZP—62 şi IOV—2, precum şi un dispozitiv de transmitere la distanţă care indică poziţia dispozitivelor de control pe elementul prefabricat în curs de încercare.

Partea mecanică a instalaţiei constă dintr-un cărucior autopropulsat cu doi montanţi, pe ale căror ghidaje se deplasează în sens vertical patru plăci cu elemente palpatoare de contact — emiţători şi receptori. Deplasarea acestor plăci în lungul elementelor prefabricate se face prin mişcarea căruciorului pe şine. Pentru ambele feluri de deplasări, acţionarea se face de la distanţă, din cabina operatorului.

Deplasarea emiţătorilor şi receptorilor este controlată cu ajutorul unor sisteme de măsură care indică coordonatele pe un dispozitiv de control care se găseşte la pupitrul de comandă.

Fig. 1. Vedere generală a instalaţiei :

1 — cutie cu cleme; 2 — pupitrul de comandă; 3 — plăci mobile; 4 — mecanismul de acţionare



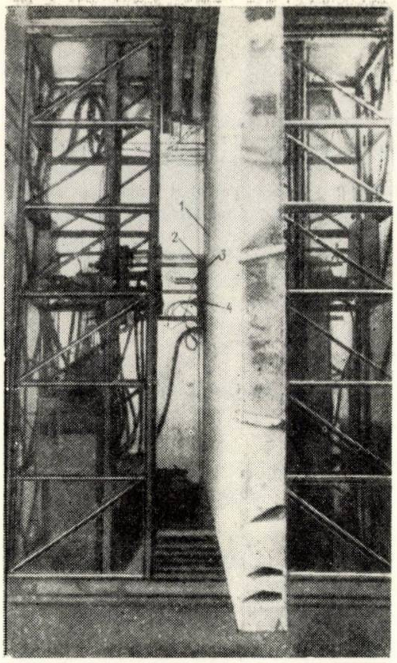


Fig. 2. Controlul calităţii unui element prefabricat :

1 — elementul prefabricat; 2 — placa de măsurare; 3 — emiţător radiometric; 4 — emiţător ultrasonic

Măsurătorile la încercările prin metode ultrasonice se fac utilizînd emiţători şi receptori de tip piezoelectric. Atît emiţătorii, cît şi receptorii sînt prevăzuţi cu un concentrator sferic care permite să se renunţe la operaţia dificilă şi greu de automatizat, de ungere a suprafeţelor de contact ale emiţătorilor şi receptorilor cu ulei pentru a se obţine contactul acustic necesar. Utilizarea concentratorului sferic permite să se obţină un bun contact acustic cu betonul elementului şi reduce necesitatea de curăţire a suprafeţei elementului de încercat datorită suprafeţei reduse de contact a concentratorului sferic.

Nivelul semnalului dispozitivului UZP—62 cu receptor piezoelectric este suficient pentru a permite încercarea panourilor de beton armat cu grosimea maximă de 40 cm.

Aprecierea calităţii elementelor se face cu ajutorul graficelor etalonate ,,viteză— rezistenţă'', alcătuite pe baza datelor obţinute din încercarea a cel puţin 50 de cuburi cu dimensiunile de 10 × 10 × 10 cm, confecţionate din acelaşi beton şi după aceeaşi tehnologie ca şi elementul prefabricat care se încearcă.

Distanţa între punctele de aplicare a dispozitivelor de încercare este în general de 30...50 cm.

Instalaţia experimentală de la fabrica Obuhovo din Leningrad s-a dovedit eficientă şi corespunzătoare în exploatare.

Pe baza experienţei acumulate se consideră că este indicat a se introduce astfel de instalaţii la toate combinatele de construcţie de case din U.R.S.S., asigurîndu-se astfel un control complet al întregii producţii şi nu prin sondaje, ceea ce contribuie la îmbunătăţirea calităţii elementelor prefabricate de beton şi beton armat.

După ,,Beton i jelezbeton'' nr. 10/1967

PATINOAR OLIMPIC

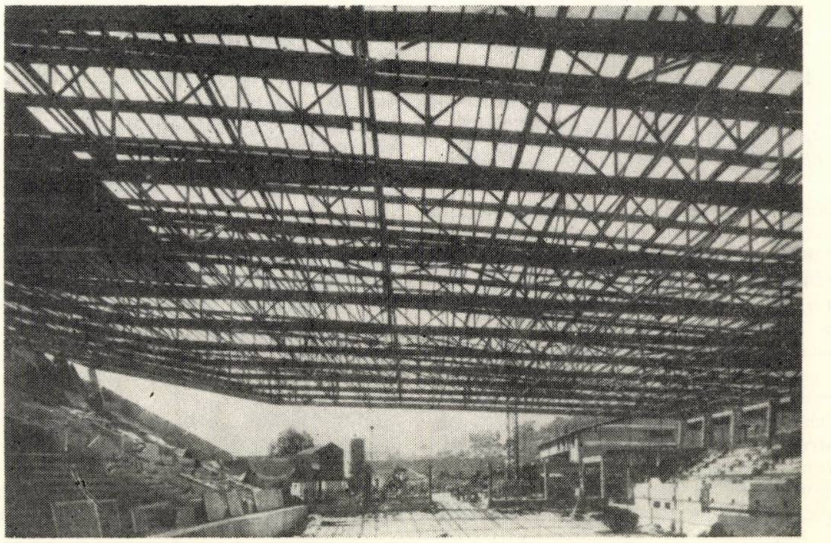
În luna aprilie 1967 s-a inaugurat la Lyon un patinoar artificial care, mai vast decît cele din Boulogne-Billancourt şi din Chamonix, este în prezent cel mai mare din Franţa. El are o capacitate de 3 800 pînă la 5 000 de spectatori.

Suprafaţa construcţiei este de 81 × 70 m şi se ridică pe trei niveluri :

— Primul ocupă toată suprafaţa exterioară a pistei (60 × 30 m) care se înscrie în centru. Aici se află birourile, ghişeele, vestiarele, lojile artiştilor, infirmeria, atelierul de reparaţii, garajul, sala de reuniuni, centrala frigorifică şi caloriferul.

— Etajul intermediar, care corespunde nivelului de intrare a publicului, adăpos-

Fig. 1



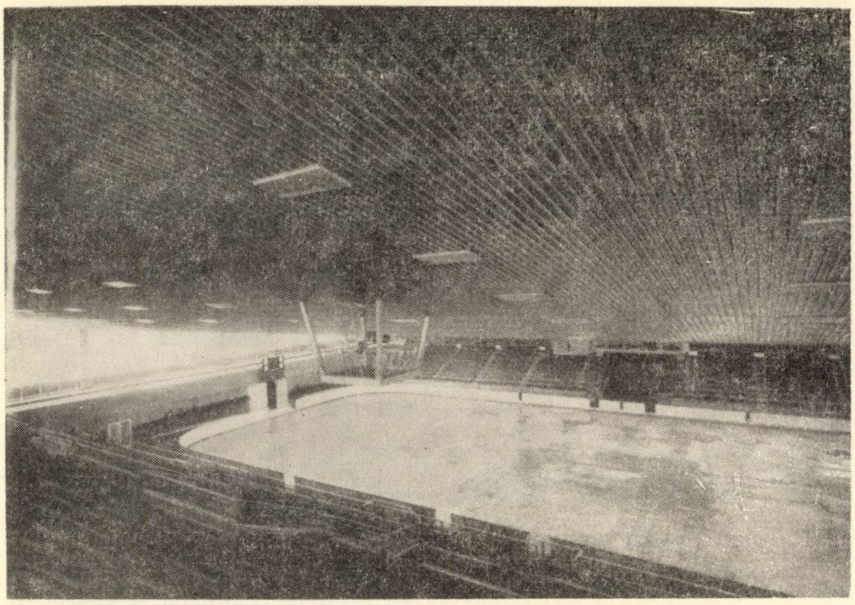


Fig. 2

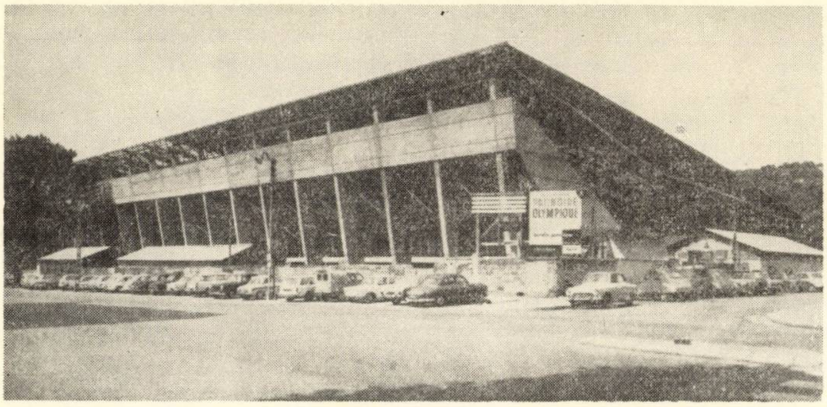


Fig. 3

teşte holul de aşteptate şi de distribuire a biletelor.

— Al treilea nivel este cel al gradenelor, unde sînt 3 262 de locuri numerotate. El este deservit de o circulaţie pe orizontală.

Concentrarea unei mari părţi a servituţilor pe una din feţele longitudinale a construcţiei dă naştere unei disimetrii. Pe de altă parte, constructorul s-a văzut nevoit să degajeze la maximum perspectiva interioară, pentru ca spectacolul să poată fi văzut de oriunde. Din aceste motive, în final a fost adoptată soluţia cu 14 portice şi gradene de beton armat, cu un acoperiş metalic cu pantă unică şi cu o singură deschidere. Vizibilitatea obţinută astfel este perfectă. Partea de acoperiş de deasupra pistei este translucidă.

Clădirea este constituită dintr-o infrastructură de beton armat şi o şarpantă metalică formînd acoperişul. Astfel faţadele sud-est şi nord-vest fac parte din infrastructura de beton armat, în timp ce faţadele nord-est şi sud-vest sînt susţinute de aceasta, iar structura lor este simplu rezemată pe şarpantă.

Aspectul estetic este asigurat printr-un beton turnat în cofraje care imită lamelele de parchet şi printr-o centură de aluminiu ce înconjură acoperişul care este înclinat cu o pantă uşoară.

Pentru construirea şarpantei metalice au fost necesare 530 t de oţel. Aceasta este formată din 14 grinzi puternice portante, lungi de 72 m, şi două grinzi de margine (68,15 m între reazeme).

Între fiecare dintre elemente este un spaţiu de 6 m. Ele sînt legate rigid prin antretoaze în sens transversal şi sînt contravîntuite în coamă pentru a rezista solicitărilor din vînt.

Pe acest ansamblu, scindat în trei tronsoane prin două rosturi de dilataţie transversale, este montată o reţea de pane de 0,80 m.

Fermele, antretoazele şi grinzile în consolă sînt de tipul „zăbrele", asamblate pe şantier prin buloane, fiind fixe pe faţada din sud-est şi cu dilataţie liberă pe faţada de nord-vest.

Rezemările fermelor sînt concepute pentru a permite deformaţii, fără ca infrastructura portantă să sufere.

Reazemul fix la cota + 15,70 m preia eforturile verticale datorite încărcărilor şi suprastructurilor, precum şi eforturile orizontale datorite vîntului.

Reazemul mobil de la nivelul +8,20 m este realizat cu rolă, permiţînd libera dilatare a fermei şi preluînd eforturile verticale şi efortul orizontal datorit acţiunii vîntului în sens transversal fermelor.

Rosturile de dilataţie transversale au fost realizate prin ovalizarea găurilor de fixare a panelor.

Un fals plafon, realizat din elemente opace, ocupă toată partea exterioară din dreptul pistei, deasupra acesteia fiind însă montate elemente translucide. El este susţinut de o reţea prinsă de elemente perpendiculare pe fermele principale, cu un interax de 3,56 m.

De fermele şarpantei sînt fixate şi reflectoarele destinate iluminării pistei, nacela şi cabina de radioteleviziune.

Ridicarea şarpantei s-a efectuat începînd din nord, în ordinea următoare: fermele 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8 şi 9, apoi ferma 1, în timp ce se făcea încercarea sub sarcină a fermei 9. În etapa a treia s-au montat fermele 10—14.

Fiecare fermă a fost asamblată în jumătăţi la sol, fiecare din acestea, cu lungimea de 36 m, fiind ridicată cu o automacara.

După „Bâtir" 159, septembrie 1967

CRONICĂ

Expoziţia Feralux

Între 17 şi 25 iunie a fost prezentată în Bucureşti expoziţia întreprinderii maghiare Feralux pentru construcţii de aluminiu.

Pentru a satisface cerinţele arhitecturii moderne, care prevede suprafeţe mari vitrate, cu montaj uşor şi rapid, impermeabilitate, etanşare, întreţinere uşoară şi aspect estetic, în prezent se folosesc ferestre, uşi, pereţi despărţitori, pereţi de sticlă, pereţi cortină etc. din aluminiu.

Întreprinderea Feralux a expus un sortiment bogat de profile şi prefabricate de aluminiu, printre care s-au remarcat pereţii despărţitori mobili din aluminiu compuşi din panele prevăzute cu geamuri sau din panele pline aşezate într-un cadru de aluminiu eloxat. Cadrul peretelui despărţitor este confecţionat din profile de aluminiu mate, prevăzute cu un strat de oxid cu o grosime de 20 microni. Elementele se fixează cu şuruburi între plafon şi pardoseală.

Pentru acoperirea diverselor conducte montate în planşeu, Feralux fabrică plafoane (fig. 1) false din aluminiu, care se întreţin uşor, sînt estetice, reflectă lumina, iar stratul de aer dintre plafon şi planşeu reduce coeficientul de transmisie a căldurii.

În continuare au fost prezentate ferestre de diverse tipuri şi uşi de aluminiu, cum şi tocuri din oţel laminat la rece sau din profile de aluminiu.

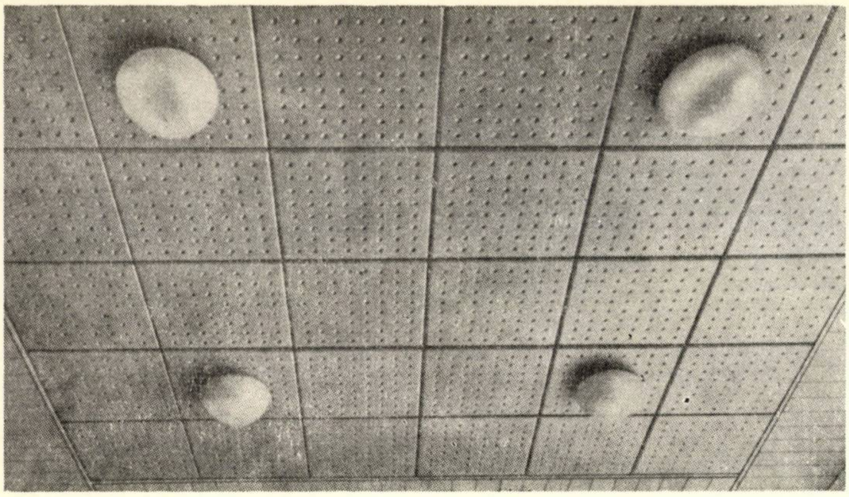


Fig. 1

Panourile decorative pentru placarea exterioară a construcţiilor sau a interioarelor sînt, fie din zinc, fie din aluminiu şi, în afara calităţilor pe care le au, aceste materiale dau o notă de eleganţă şi prospeţime.

Feralux şi-a inclus în programul de fabricaţie şi confecţionarea feroneriei necesare elementelor pe care le livrează, cum şi a materialului de etanşare.

În panourile prezentate în cadrul expoziţiei s-au putut vedea numeroase structuri din oţel uşor şi aluminiu, structuri folosite în special pentru pavilioane de expoziţii, sere, cabine telefonice, stîlpi de iluminat etc.

Expoziţia de maşini poligrafice

La 25 mai a.c. s-a deschis la Bucureşti expoziţia de maşini pentru industria poligrafică a firmei de comerţ exterior Kovo din R.S. Cehoslovacă.

Ţară cu veche tradiţie în industria de maşini de tipărit, Cehoslovacia a prezentat o serie de maşini perfecţionate pentru cele mai felurite tipărituri.

Astfel, maşina automată Romayor 312 (fig. 1), care este etalonul maşinilor ofset mici, se foloseşte la imprimarea de imprimate, formulare, desene în peniţă, fotografii alb-negru, colorate sau reproduceri. Transpunerea imaginii se face de pe o folie de aluminiu de 0,1 mm, pe pînză cauciucată, apoi se imprimă pe orice fel de hîrtie, mase plastice, textile etc. pînă la formatul 360×500 mm. Capacitatea este de 6 000 tipărituri pe oră, iar manipularea este foarte simplă.

O maşină simplă, care poate fi folosită în tipografii mici, cum şi în mecanizarea lucrărilor administrative, este maşina de multiplicat Rominor cu suport. Randamentul ei este de 3 500 exemplare pe oră pe hîrtie de format 229×356 mm.

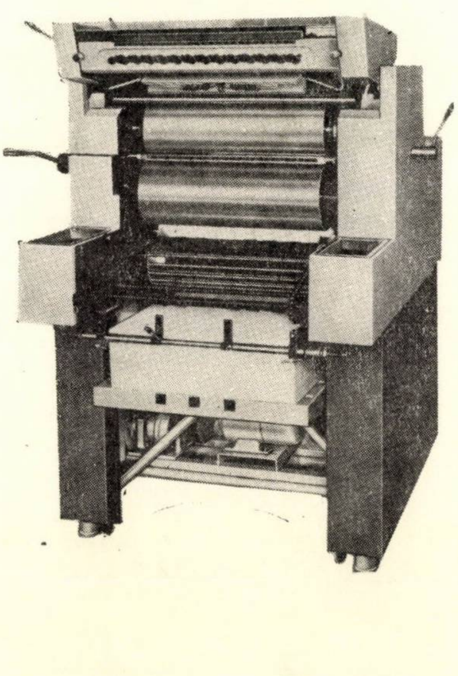
Pentru imprimat nu numai pe hîrtie, ci şi pe sticlă, tablă şi mase plastice, firma Kovo a prezentat presa Zetacont NSB cu un randament de 400 tipărituri pe oră în format maxim de 660×800 mm.

Maşina electrică de multiplicat cu matriţa Cyklos M XII D e indicată pentru birourile unde este necesară transmiterea rapidă a comunicărilor scrise. Maşina poate funcţiona electric sau manual şi are o capacitate maximă de 3 000 tipărituri de oră.

Pentru tipărit cărţi, expoziţia a prezentat maşina rotativă automată RA-A2 cu un randament de 10 000 tipărituri pe oră şi presa automată rapidă Librex 56 cu un randament de 5 000 exemplare pe oră.

O altă maşină care a prezentat interes este maşina tip DS 25 pentru confecţionat şi imprimat cartele perforabile tipărite pe o singură parte. Maşina este indicată pentru tipărit cartele perforabile în serii mari, deoarece clişeul rotativ are o durată de 80 milioane cartele. Randamentul este de 25 000 cartele pe oră.

Fig. 1



În afară de maşinile enumerate mai sus, şi care au fost prezentate în funcţiune, firma Kovo a mai expus o maşină de tăiat hîrtie de concepţie modernă şi cu un mare randament şi o maşină de perforat.

FOLII NOI DIN MASE PLASTICE

Recent, în sala Institutului central de documentare tehnică din Bucureşti a avut loc un ciclu de conferinţe în cadrul căruia specialişti ai firmei SCHILDKRÖT A.G. din Republica Federală a Germaniei au prezentat o serie de expuneri.

Conferenţiarii, inginerii Oesterling şi Bauer, au vorbit despre ,,Etanşare contra apei şi acizilor cu folii din poliizobutilenă şi P.V.C. moale'' şi ,,Protecţia acoperişurilor-terasă cu folii din poliizobutilenă''.

Cu prilejul unei convorbiri pe care un colaborator al revistei noastre a avut-o cu dl ing. Oesterling, acesta a declarat următoarele :

În primul rînd, ţin să constat că numeroşii specialişti care au participat la conferinţele noastre au dovedit o temeinică pregătire şi o mare competenţă, care s-au reflectat în întrebările puse şi discuţiile purtate.

În al doilea rînd, dat fiind interesul manifestat de specialiştii români care au participat la conferinţele noastre, aş voi să folosesc amabilitatea dv. pentru a mă referi la un subiect care nu a fost tratat cu ocazia manifestării sus-amintite şi anume la foliile noi din mase plastice în sectorul construcţiilor. În legătură cu aceasta, aş voi să arăt că în aplicarea foliilor utilizabile în construcţii s-au cunoscut pînă în prezent numai soluţii simple, în cele mai multe cazuri utilizîndu-se folii subţiri, în scopul izolării hidrofuge, materialele fiind pe bază de policlorură de vinil sau polietilenă. În ultimul timp s-au realizat însă şi folii speciale de grosimi mai mari, executate din folii calandrate dublate ulterior pentru realizarea grosimilor cerute. Totodată, în ultimul timp s-au realizat folii şi prin procedeul de extrudare în grosimi de la 1,0 mm pînă la 2,5 sau 3 mm, atît pentru foliile pe bază de P.V.C., cît şi pentru cele pe bază de poliizobutilenă (P.I.B.) şi pentru foliile vulcanizate pe bază de butilcauciuc sau neopren. Aceste folii speciale au proprietăţi care oferă posibilităţi noi de folosire.

Astfel, foliile speciale de P. V. C. rezistente la ulei şi bitum reprezintă un progres, permiţînd lipirea cu bitum fără pericolul migraţiunii plastifiantului. De asemenea, ele pot fi utilizate la izolări hidrofuge, precum şi oriunde trebuie împiedicată infiltrarea în pardoseală a uleiurilor.

Alte folii speciale pe bază de P.V.C., produse recent în R.F.G., permit etanşarea împotriva infiltrărilor apei la tuneluri şi galerii de mine, folosind procedee economice. Trebuie menţionat că aici se folosesc sisteme bazate pe simpla fixare mecanică de peretele tunelului, înainte de aplicarea betonului de protecţie, renunţîndu-se astfel la lipirea cu bitum.

O bună comportare în construcţii, în domeniul foliilor mai groase din material plastic, prezintă foliile de poliizobutilenă, produse iniţial de BASF (Badische Anilin und Sodafabriken) din Ludwigshafen (R.F.G.). Acest material a început să se folosească cu circa de 30 de ani în urmă, pentru etanşări împotriva umidităţii la construcţii inginereşti (etanşarea podurilor, a bolţilor de tuneluri, a bazinelor de înot, a cuvelor de fundaţii etc.) şi în protecţia împotriva coroziunii acide. In R. F. G. şi în alte ţări ale Europei occidentale aceste folii se utilizează în proporţii însemnate. În România, folia de tip RHEPANOL ORG. a fost folosită cu succes în domeniul etanşării la acţiunea acizilor.

La acest sortiment de folii P.V.C. şi P.I.B. s-a adăugat în ultimul timp şi producţia de folii din material plastic vulcanizat. Acestea se realizează pe bază de butilcauciuc şi neopren de către diferiţi producători din Europa apuseană. Datele existente atestă o mare rezistenţă la solicitări mecanice, fără însă a se putea ajunge la concluzii finale în acest sens.

Un program cuprinzător în producţia de folii speciale îl oferă actualmente firma Schildkröt S. A. din Mannheim (R. F. G.).

Această scurtă prezentare, coroborată cu expunerile ţinute recent la Bucureşti, urmăreşte să contribuie la documentarea unui cît mai larg cerc de specialişti din România, interesaţi să cunoască stadiul actual al evoluţiei în acest domeniu deosebit de important al utilizării foliilor de mase plastice în construcţii.

În încheiere, interlocutorul nostru a ţinut să-şi exprime deplina satisfacţie pentru felul în care Agenţia de publicitate PUBLICOM a asigurat buna desfăşurare a ciclului de conferinţe pe care firma sa le-a ţinut la Bucureşti.

RECENZII

STUDII ŞI CERCETĂRI INCERC
Nr. 8, 9 şi 10/1967

1. **În volumul VIII: Instalaţii** sînt cuprinse studii şi cercetări privind diferite probleme ale instalaţiilor de încălzire şi ventilaţie.

— Primul articol: ,,Date experimentale asupra bateriilor de încălzire cu aripioare spirale" (ing. C. Zolia), prezintă rezultatele cercetărilor experimentale efectuate asupra unui nou tip de baterie de încălzire, cu caracteristici superioare, concepute şi asimilate în producţie de către INCERC împreună cu întreprinderea ICMA. În articol se dau ecuaţiile de calcul al coeficientului de transmisie a căldurii şi al pierderii de presiune pe circuitul aer. Studiul pune în evidenţă avantajele acestui tip de baterie, în comparaţie cu bateriile avînd aripioare rotunde sau dreptunghiulare, atît sub aspectul parametrilor termici şi ai consumului de metal, cît şi sub aspectul tehnologic de fabricaţie industrială, care este mult mai simplă şi permite o importantă ridicare a productivităţii muncii.

— Al doilea articol: ,,Rezultatele experimentale obţinute la încercarea elevatoarelor folosite în punctele termice" (ing. I. Ţonea), conţine rezultatele experimentărilor efectuate la INCERC pentru determinarea caracteristicilor de funcţionare a şapte mărimi de hidroelevatoare utilizate în punctele termice, pentru circulaţia apei din instalaţiile de încălzire. Rezultatele experimentărilor au permis întocmirea unor diagrame (cuprinse în articol) care pot servi la dimensionarea elevatoarelor şi la verificarea caracteristicilor de funcţionare ale acestora.

— În articolul: ,,Sisteme de ventilaţie mecanică stabilizată pentru încăperile fără ferestre din clădirile de locuinţe cu mai multe etaje" (ing. Al. Christea şi ing. I. Ionescu), se prezintă rezultatele cercetărilor de laborator asupra unei instalaţii de ventilare mecanică stabilizată, neinfluenţată de acţiunea factorilor perturbatori (deschiderea uşilor şi ferestrelor, variaţia presiunii în clădire, vîntul, variaţii ale tirajului termic în clădire etc.), pentru încăperile băilor şi W.C.-urilor fără ferestre.

Cercetarea a permis stabilirea datelor de proiectare pentru sistemele de ventilare mecanică stabilizată a încăperilor fără ferestre la clădiri cu P + 4 şi P + 9 etaje.

— Al patrulea articol: ,,Analiza comparativă a diferitelor tipuri de aparate de contracurent" (ing. I. Ţonea), expune rezultatele unei succinte analize tehnico-economice comparative a unor tipuri de schimbătoare de căldură cu contracurent utilizate la instalaţii de încălzire, în condiţiile termoficării.

— În articolul: ,,Propuneri privind unificarea dimensiunilor geometrice ale radiatoarelor produse în ţară" (ing. L. Lăzărescu) se analizează problema dimensiunilor geometrice ale radiatoarelor necesare pentru condiţiile ţării noastre, propunîndu-se o gamă mai redusă de tipuri (acoperind însă toate necesităţile) — pe baza datelor documentare asupra tendinţelor din alte ţări — care să fie adoptată în producţia industrială din ţara noastră.

— În ultimul articol: ,,Consideraţiuni legate de aplicarea sistemului de încălzire monotubular" (ing. I. Ţonea) se face o comparaţie între sistemele de instalaţii monotub şi bitub, pe baza unor determinări efectuate la o clădire executată cu ambele sisteme de instalaţii, ajungîndu-se la concluzia că instalaţia monotub prezintă deficienţe în exploatare şi nu este mai economică decît instalaţia bitub.

2. **În volumul IX: Economia construcţiilor** se publică cinci articole conţinînd studii referitoare la probleme de indici tehnico-economici, de folosirea metodei drumului critic la stabilirea duratei de realizare şi a optimizării costului unor lucrări de construcţii-montaj, precum şi la probleme de normare a reparaţiilor capitale pentru clădiri şi construcţii speciale şi pentru utilaje de construcţii.

— Primul articol: ,,Unele concluzii rezultate din analiza eficienţei indicilor tehnico-economici pe categorii de obiecte" (ing. M. Avram şi ing. I. Alexandru), prezintă avantajele aduse de reglementarea aplicării indicilor tehnico-economici în proiectarea lucrărilor de construcţii din ţara noastră şi totodată pune în evidenţă unele lipsuri şi deficienţe rezultate din aplicarea acestora, făcînd propuneri de îmbunătăţire pentru viitor a acestei activităţi prin: diversificarea indicilor-plafon şi creşterea gradului de acoperire a lucrărilor; introducerea unor indici-plafon de manoperă de deviz; extinderea urmăririi modului de încadrare în indici-plafon la execuţia lucrărilor; simplificarea operaţiilor de elaborare şi aplicare a indicilor-plafon etc.

— Articolul: ,,Reglementarea stabilirii în faza STE a duratei de realizare a complexelor industriale, cu ajutorul metodei drumului critic" (ing. Gr. Chircoreanu şi ing. B. Ilovici), analizează aspectele mai importante ale metodologiei de stabilire în proiectare a duratei de realizare a investiţiilor complexelor industriale în faza de elaborare a studiului tehnico-economic cu ajutorul metodei drumului critic (grafice reţea coordonatoare), luînd în considerare toate activităţile, inclusiv cele ce preced execuţia propriu-zisă a lucrărilor de construcţii-montaj (proiectare, avizare, aprobare, contractare, livrare utilaje din import) şi cele ce urmează după execuţie (punere în funcţiune, probe mecanice şi tehnologice etc.).

Articolul scoate în evidenţă avantajul aplicării acestei metode şi a îndrumătorului elaborat de INCERC în acest scop, pentru reglementarea stabilirii duratei de realizare a oricărei investiţii în general, printr-o mai bună cunoaştere a lucrărilor ce trebuie realizate şi a sarcinilor ce revin principalilor factori care concură la realizarea investiţiilor, precum şi prin evidenţierea optimă a legăturilor dintre activităţile de execuţie a lucrărilor de construcţii-montaj cu cele ce le preced şi cu cele ce le urmează. Se menţionează de asemenea şi necesitatea ca într-o etapă următoare să se studieze folosirea graficelor reţea coordonatoare pentru optimizarea duratei de execuţie după diferite criterii (cost minim, durată minimă, consum minim de resurse etc.).

— Al treilea articol : ,,Principii de elaborare a normativului de reparaţii capitale pentru clădiri şi construcţii speciale'' (ing. N. Georgescu şi ing. Gr. Sadovici), prezintă principalele elemente şi date avute în vedere la elaborarea normativului de reparaţii capitale pentru diferite grupe de construcţii, care cuprinde ciclurile, valoarea şi conţinutul reparaţiilor capitale. Prevederile normativului au fost corelate cu noul sistem de amortizare aprobat prin HCM 260/967.

— În articolul : ,,Principii de elaborare a normativului de raparaţii capitale pentru utilaje de construcţii'' (ing. Al. Enăşescu şi ing. Gh. Gheorghiu) sînt cuprinse principiile rezultate dintr-un studiu amănunţit al modului de uzură a diferitelor categorii de piese ale utilajelor şi a tehnologiei de reparaţii, propuse pentru normarea reparaţiilor de utilaje de construcţii. Studiul propune adoptarea unui nou sistem de reparaţii, preventiv planificat elastic, care elimină dezavantajele vechilor sisteme.

— Ultimul articol : ,,Optimizarea costului lucrărilor de construcţii-montaj prin analiza drumului critic'' (ing. S. Lazăr), ridică o problemă importantă : aceea a optimizării programelor de lucru la excutarea lucrărilor de construcţii-montaj prin luarea în considerare — pe lîngă parametrul timp — şi a aceluia al costului construcţiilor, care depinde de durata totală de execuţie. În articol se prezintă modul de aplicare a analizei drumului critic pentru optimizarea costului, cu indicarea domeniului şi condiţiilor de aplicare.

3. **Volumul X : Beton armat, beton precomprimat** cuprinde şapte articole prezentînd studii şi cercetări în domeniul tehnologiei elementelor de beton precomprimat, al folosirii oţelurilor superioare la armături şi al stabilirii unor caracteristici mecanice ale betoanelor.

— În primul articol : ,,Studiul lungimilor de ancorare a armăturilor ,,reîntinse pentru betonul precomprimat'' (ing. A. Cambureanu, ing. N. Constantinescu, ing. V. Rey şi dr. ing. M. Tannenbaum), se prezintă o analiză teoretică şi experimentală cu privire la determinarea lungimilor de ancorare la transfer a unor noi tipuri de armături preîntinse : toroane, sîrmă SBP amprentată şi sîrmă ovală laminată la cald cu profil periodic.

S-au folosit trei metode experimentale pentru determinarea lungimilor de ancorare, punîndu-se în evidenţă factorii principali care influenţează în mod esenţial lungimea de ancorare la transfer şi anume : rezistenţa betonului şi efortul de pretensionare. Cele trei metode experimentale utilizate sînt bazate pe măsurarea următoarelor mărimi :

— intrarea armăturilor la transfer ;

— variaţia deformaţiei specifice a betonului la nivelul armăturii pretensionate ;

— variaţia momentului de fisurare.

Cercetarea se încheie cu concluzii şi propuneri privind valorile medii ce pot fi acceptate pentru lungimea de ancorare la armăturile studiate.

— Articolul al doilea : ,,Tratarea termică a betoanelor într-un mediu de abur saturat la 100°C şi presiune atmosferică'' (ing. D. State, ing. D. Manare şi ing. M. Traubici) cuprinde rezultatele experimentărilor efectuate cu privire la tratarea termică a betoanelor pentru elemente prefabricate, folosind ca agent încălzitor aburul saturat pur la 100°C şi presiunea atmosferică, cu ajutorul unei camere speciale de tratare, în comparaţie cu tratarea termică la 80°C, în amestec de abur-aer. Cercetările au pus în evidenţă posibilitatea obţinerii unor rezultate superioare în cazul aplicării primului procedeu (care permite realizarea unui transfer superior de căldură), sub aspectul obţinerii unor rezistenţe mecanice superioare şi al reducerii consumului de abur tehnologic.

— Articolul : ,,Date privind comportarea şi calculul elementelor de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare'' (ing. M. Weissenberg) expune un amplu studiu teoretic şi experimental început la INCERC pentru lămurirea unor importante probleme ale comportării elementelor de beton armat la acţiunea forţelor tăietoare, în vederea îmbunătăţirii prescripţiilor actuale de calcul.

Sînt prezentate rezultatele încercării a 73 grinzi de beton armat de diferite forme şi secţiuni, cu armătură din oţel-beton cu profil periodic PC 52. De asemenea, se face o analiză a relaţiei pentru determinarea mărimii forţei tăietoare pe baza a diferite prescripţii de calcul existente, propunîndu-se o relaţie îmbunătăţită, prin exprimarea mai corectă în calcule a contribuţiei betonului din zona comprimată, prin explicitarea influenţei procentului de armare longitudinală şi a raportului

$$\frac{M}{Qh_0}.$$

În partea finală a studiului se compară rezultatele obţinute din calcul cu cele experimentale, obţinîndu-se o bună concordanţă între ele, ceea ce confirmă valabilitatea relaţiei propuse.

— Al patrulea articol : ,,Relaţii de echivalenţă între rezistenţele la compresiune pe epruvete cubice de diferite dimensiuni'' (ing. M. Teodorescu), prezintă rezultatele unor studii şi cercetări experimentale avînd ca scop stabilirea unor relaţii de trecere între rezistenţele la compresiune ale betonului obţinute pe epruvete cubice cu laturile de 10, 14 şi 20 cm.

Pe baza a numeroase încercări cu prelucrarea statistică a rezultatelor s-au preconizat două procedee de stabilire a relaţiilor de echivalenţă, şi anume : un procedeu mai exact pe baza determinării liniilor de regresie şi un procedeu mai practic pe baza unor coeficienţi ,,φ'' de transformare pentru trecerea de la rezistenţele obţinute pe cubul de 14 la cubul de 10 respectiv 20 cm latură.

— În articolul : ,,Influenţa tehnologiei de fabricaţie şi a compoziţiei chimice asupra caracteristicilor mecanice ale oţelului-beton tip PC 52 cu diametrul de 10...14 mm'' (dr. ing. St. Cetăţeanu), pornind de la cercetarea calităţii producţiei de oţel-beton tip PC 52 cu diametrul mic, în comparaţie cu valorile standardizate, autorul face o interpretare statistico-matematică a rezultatelor încercărilor mecanice, stabilind corelaţia simplă între limita de curgere şi rezistenţa la rupere, precum şi corelaţia multiplă între elementele principale ale compoziţiei chimice şi caracteristicile mecanice ale oţelului-beton încercat.

Pe această bază s-a stabilit influenţa condiţiilor de laminare (viteza de răcire) şi a compoziţiei chimice asupra caracteristicilor mecanice, indicîndu-se măsurile necesare pentru a se asigura valorile minime normate ale acestor caracteristici.

— Articolul : ,,Oţeluri slab aliate, cu profil periodic, din clasa A. IV'' (dr. ing. C. Damian) cuprinde rezultatele unor studii şi cercetări efectuate de INCERC în anii 1965—1966 în colaborare cu unităţile MIM, pentru asimilarea în producţie a barelor de oţel cu profil periodic din clasa A.IV, pentru beton precomprimat. Lucrarea prezintă caracteristicile fizico-mecanice ale oţelurilor încercate din şarje experimentale, precum şi unele rezultate mai sumare asupra comportării la oboseală, pierderilor din relaxare şi comportării la coroziune.

— Ultimul articol : ,,Studii asupra armării cu toroane a precomprimatelor'' (dr. ing. C. Damian), prezintă unele cercetări efectuate în 1965—1966 asupra toroanelor din 7 ⌀ 3 şi 7 ⌀ 4 fabricate la uzina ISCT în vederea folosirii lor la armarea elementelor de beton precomprimat. Se arată modul de alcătuire a toroanelor, condiţiile lor de execuţie şi caracteristicile mecanice rezultate din încercări, inclusiv efectul pasului şi al tratamentului termic final asupra acestor caracteristici.

K. Terzaghi şi R. B. Peck

SOIL MECHANICS IN ENGINEERING PRACTICE

(Mecanica solului în practica inginerească)

New York, Editura John Wiley and Sons Inc., 1967

În cursul lunii noiembrie 1967, Editura John Wiley and Sons Inc. din New York a pus la dispoziţia cititorilor ediţia a doua a cărţii ,,Soil Mechanics in Engineering Practice'' (Mecanica solului în practica inginerească), de Karl Terzaghi şi Ralph B. Peck, specialişti bine cunoscuţi în întreaga lume pentru bogata lor experienţă în munca didactică, ştiinţifică şi activitatea practică inginerească în probleme de mecanica solului, fundaţii şi alte lucrări inginereşti de pămînt.

Prima ediţie a cărţii a apărut în anul 1948, fiind tipărită pînă în anul 1960 de 11 ori şi tradusă pînă în prezent în opt ţări şi anume: Franţa, R. F. a Germaniei, R. F. Iugoslavia, Uniunea Sovietică, Portugalia, Spania, Japonia şi India. Cartea este de asemenea bine cunoscută în Anglia şi ţările în care în universităţi se foloseşte limba engleză. Ea cuprinde 10 capitole repartizate în trei părţi, 537 pagini, 218 figuri, 28 tabele şi 77 probleme.

Ediţia a doua, recent apărută, are 729 pagini, 12 capitole, grupate tot în trei părţi şi cuprinde 274 figuri, 28 tabele şi 89 probleme aplicative la partea teoretică din prima şi a doua parte a cărţii.

Materialul prezentat în partea I, în cele trei capitole pe care le conţine, referindu-se la *proprietăţile fizice ale solului* (ca teren de fundaţie sau folosit în alte lucrări inginereşti din pămînt), dă cititorului posibilitatea de a deosebi între ele diferitele tipuri de terenuri şi diferite stări ale aceluiaşi teren, de a cunoaşte proprietăţile mecanice şi hidraulice ale terenului de fundare şi metodele de determinare a acestor proprietăţi şi de asemenea să surprindă procesele fizice implicate în drenarea terenurilor.

Problemele din primul capitol se referă la : principalele tipuri de terenuri, mărimea şi forma particulelor solide, proprietăţile terenurilor cu fracţiuni foarte fine, stabilirea compoziţiei granulometrice a terenului, consistenţa şi sensibilitatea argilelor, indicii de structură etc. Capitolul se încheie cu noţiuni privind clasificarea terenurilor (clasificările folosite în Statele Unite ale Americii) şi cerinţe minime necesare pentru a putea face deosebirea şi recunoaşterea adecvată a terenurilor de fundare.

În capitolul II sînt prezentate probleme ca : importanţa proprietăţilor mecanice şi hidraulice ale solului,permeabilitatea solului, presiunea efectivă şi neutrală şi gradientul hidraulic critic, compresibilitatea şi consolidarea straturilor de pămînt, eforturi şi deformaţii, compresiunea monoaxială şi rezistenţa la forfecare a solului. La sfîrşitul capitolului se fac unele consideraţii privind efectul vibraţiilor asupra terenului.

Capitolul III dezvoltă probleme legate de : nivelul apelor subterane, umiditatea solului, fenomenul capilarităţii în masa solului şi procesul drenării apei din pori.

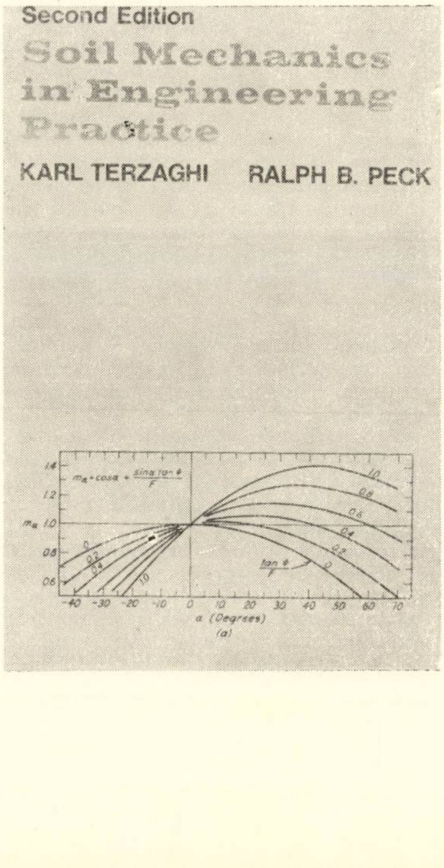
Mecanica teoretică a solului constituie partea a doua a cărţii şi conţine trei capitole.

Primul capitol, respectiv capitolul IV al cărţii, cuprinde problema stabilirii ecuaţiei curgerii apei prin teren, probleme de calcul al debitelor pentru diferite cazuri de lucrări hidrotehnice şi teoria consolidării stratului omogen de argilă.

Capitolul V tratează probleme ale stării echilibrului plastic al maselor de teren, începînd cu prezentarea ipotezelor fundamentale considerate în acest studiu. Se continuă apoi cu teoria lui Rankine cu privire la presiunea terenului, influenţa frecării dintre peretele elementului de construcţie asupra suprafeţei de alunecare, teoria lui Coulomb şi alte probleme privind împingerea activă şi rezistenţa pasivă a solului. Tot în acest capitol sînt prezentate unele probleme privind stabilirea capacităţii portante a terenului funcţie de tipul şi forma în plan a fundaţiei. Sînt prezentate pe larg probleme ale stabilităţii taluzurilor şi stabilitatea barajelor de pămînt şi se încheie cu stabilirea presiunii solului asupra sprijinirilor pereţilor excavaţiilor (săpăturilor) şi cu noţiuni privind calculul acestora.

Capitolul VI, cu care se încheie partea a doua, tratează problema tasărilor şi a presiunii pe suprafeţele de contact. El începe cu prezentarea metodelor de determinare a eforturilor verticale şi distribuirea acestora în sol, pentru diferite cazuri de încărcare a suprafeţei terenului. Se continuă cu tasarea fundaţiilor aşezate pe diferite tipuri de teren şi se încheie cu problema contactului.

Partea a treia a cărţii, care are şase capitole, tratează *probleme legate de proiectarea şi executarea lucrărilor de fundaţii şi a lucrărilor inginereşti de pămînt.*



Capitolul VII, cu care începe partea a treia, prezintă importanta problemă a explorării terenului de fundaţii. Se arată scopul şi importanţa explorării, metodele de cercetare a solului, prezentîndu-se diferite tipuri de dispozitive pentru recoltarea probelor netulburate din sondaje fără şi cu apă subterană. Mai sînt prezentate penetrometre, aparate de forfecare şi alte dispozitive folosite pentru studiul la faţa locului a stratificaţiei şi pentru determinarea unor proprietăţi fizice şi mecanice ale solurilor. Se arată modul de lucru cu aceste dispozitive şi interpretarea rezultatelor obţinute.

Capitolul VIII, intitulat : ,,Presiunea pămîntului şi stabilitatea pantelor (taluzurilor)'', prezintă probleme cum ar fi : presiunea pămîntului asupra zidurilor de sprijin, calculul lor şi al fundaţiilor pe care le suportă, coborîrea nivelului apelor subterane înainte de executarea excavaţiilor (cu referiri la calcul, metode şi utilaje), sprijiniri laterale în săpături deschise, stabilitatea versanţilor şi a taluzurilor săpăturilor deschise, compactarea terenurilor, proiectarea taluzurilor, umpluturilor şi digurilor şi se încheie cu problema calculului stabilităţii bazei taluzului.

Capitolul IX, intitulat ,,Fundaţii'', începe cu definirea diferitelor tipuri de fundaţii şi continuă cu o analiză a condiţiilor de fundare, a proiectării şi executării fundaţiilor pe diferite tipuri de terenuri, ca : nisip uscat, nisip umed, nisip saturat, argile şi terenuri cuprinse între nisipuri şi argile. Pentru fiecare caz în parte se dau metodele corespunzătoare privind stabilirea presiunii admisibile pe teren şi pentru calculul tasărilor.

În capitolul X sînt tratate tasările provocate de cauze excepţionale. Aşa, de exemplu, sînt prezentate tasările suplimentare cauzate de creşterea încărcărilor pe talpa fundaţiei, tasările cauzate de executarea unor construcţii noi sau alte lucrări (de exemplu, săpături de pămînt) executate în vecinătatea construcţiilor existente. Sînt prezentate apoi tasările cauzate de fluctuaţiile nivelului apelor subterane, încheindu-se cu prezentarea tasărilor provocate de vibraţii.

Capitolul XI prezintă problema barajelor şi fundaţiilor acestora. Sînt tratate probleme privind calculul şi executarea barajelor de pămînt, din blocuri de rocă şi de beton. Este subliniat partea cu care se încheie capitolul şi care descrie problema supravegherii barajelor în timpul construcţiei.

Ultimul capitol, capitolul XII, prezintă problema importantă a efectuării unor observaţii şi a metodelor de observare a comportării construcţiilor şi terenului în timpul şi după executarea lucrărilor. Sînt prezentate metodele de observare pentru prevenirea şi detectarea unor pericole iminente, observaţii de teren pentru furnizarea de informaţii importante în timpul executării lucrărilor, observaţii de teren în vederea executării construcţiilor etc. Se continuă cu prezentarea scopului şi importanţei măsurării deformaţiilor, cu referiri la tasări, deplasări în plan orizontal şi rotiri. Probleme importante sub aspect teoretic sînt prezentate cu referire la măsurarea presiunii solului asupra elementelor de construcţii şi a presiunilor din diferite puncte din teren, măsurarea presiunii apei din pori etc. Multe din problemele prezentate în acest capitol sînt însoţite de schiţe şi descrieri ale aparatelor sau dispozitivelor folosite şi a aparatelor de înregistrare a măsurătorilor pe teren, precum şi de interpretarea acestor rezultate.

Capitolele XI şi XII au fost introduse în această ediţie ca urmare a unor necesităţi reclamate de continua dezvoltare a mecanicii solului şi a executării unor lucrări inginereşti de pămînt.

După cum arată prof. dr. Ralph B. Peck în prefaţa ediţiei a doua, cartea a fost iniţiată şi pregătită încă înainte de moartea profesorului dr. Karl Terzaghi (25 oct. 1963). Cei doi autori au discutat toate modificările şi completările necesare faţă de prima ediţie, stabilind în detaliu unele probleme legate de conţinutul, organizarea şi prezentarea celei de a doua ediţii. „În special, dr. Terzaghi a pregătit substanţiale revizuiri pentru discutarea stabilităţii taluzurilor naturale şi a adăugat un mare număr de articole asupra barajelor şi fundaţiilor”*. Cum barajele au ocupat o largă şi crescîndă proporţie din activitatea lui din ultimii ani, contribuţia adusă de dr. Terzaghi acestei ediţii poate fi considerată ca o esenţă a experienţei şi gîndirii lui în acest domeniu.

Problemele prezentate în întreaga carte au fost revizuite faţă de ediţia precedentă, ţinîndu-se seamă de rezultatele obţinute în ultimii ani în munca de cercetare şi practica inginerească, răspunzînd unor cerinţe puse de dezvoltarea cunoscută în acest domeniu.

Ca urmare, lucrarea reprezintă un manual deosebit de util pentru inginerii care lucrează în domeniul geotehnicii şi fundaţiilor.

Ing. Viorel Pop

---

* Citat din „Prefaţa la ediţia a doua”, scrisă de prof. dr. Ralph B. Peck.

Prof. dr. ing. Wilhelm Wölfel

STAHLBETONFERTIGTEILE IM GRUNDBAU UND WASSERBAU VOL. II

(Elemente prefabricate din beton armat în construcţii speciale de fundaţii şi hidrotehnice)

VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, 1966

Volumul cu titlul de mai sus prezintă un interes special în literatura tehnică de specialitate, deoarece, deşi sînt cunoscute o serie întreagă de cărţi care tratează problema prefabricatelor de beton pentru construcţii civile şi industriale şi unele aplicaţii pentru lucrări speciale, în domeniul construcţiilor inginereşti speciale şi în cel al construcţiilor hidrotehnice asemenea lucrări sînt deosebit de rare.

Lucrarea, concepută ca un ansamblu unitar, a trebuit să fie împărţită, din cauza materialului foarte vast, în două volume.

În volumul I sînt tratate în capitole separate următoarele probleme :

— piloţi de beton armat ;
— palplanşe de beton armat ;
— corpuri plutitoare de beton armat ;
— chesoane ;
— conducte de beton şi beton armat.

wölfel
Stahlbeton
fertigteile
Grundbau
Wafferbau
Band 2
VEB VERLAG FÜR BAUWESEN BERLIN

Într-un capitol introductiv se tratează caracteristicile elementelor prefabricate, bazele teoretico-ştiinţifice, precum şi economicitatea folosirii lor.

În cele ce urmează se insistă asupra conţinutului volumului II apărut recent.

Capitolele acestui volum tratează următoarele :

— prefabricate pentru protecţia taluzurilor sau a paramentelor lucrărilor hidrotehnice ;

— prefabricate pentru tuneluri şi căptuşeli de tuneluri ;

— prefabricate pentru elemente de căptuşeală sau care ţin loc de cofraje (cofraje pierdute) ;

— diverse prefabricate : fundaţii, ziduri de sprijin, cheiuri şi construcţii de acostare din elemente nemasive, cheiuri executate cu elemente masive, lucrări portuare maritime, obiecte componente ale amenajărilor hidroenergetice şi rezervoare de apă.

După cum rezultă din cele arătate mai sus, autorul a cuprins totalitatea obiectelor inginereşti unde folosirea prefabricatelor a pătruns relativ mai greu, datorită nu numai diversităţii problemelor, dar şi datorită unor operaţii specifice, uneori cu caracter de unicat în ceea ce priveşte concepţia, dar cu folosirea unui număr mare de elemente componente identice. Astfel, nu este de mirare că exemplele citate, extrase dintr-un vast material bibliografic (746 indicaţii bibliografice de la sfîrşitul cărţii), sînt de dată recentă, în marea majoritate realizări din anul 1960, oglindind în multe privinţe tendinţele noi care se conturează în acest domeniu al folosirii prefabricatelor la construcţii speciale.

Cartea se caracterizează printr-o bună sistematizare şi deosebită claritate de expunere. În cele nouă capitole principale s-au încadrat următoarele categorii de construcţii :

— fundaţii pentru construcţii înalte şi industriale pentru poduri ; fundaţii pentru lucrări hidrotehnice maritime ; fundaţii pentru stîlpi, tuneluri, tuneluri feroviare, pasaje inferioare, tuneluri pentru reţele industriale urbane, ziduri de sprijin, cheiuri, construcţii de acostare a vaselor, diguri de larg şi spărgătoare de valuri, căi de lansare a vaselor şi docuri, căi navigabile artificiale, canale şi cursuri de apă navigabile, protecţia coastelor, epiuri, lucrări hidrotehnice maritime diverse, baraje, baraje mobile, uzine hidroelectrice, conducte forţate, prize de apă, reţele pentru alimentări cu apă, castele de apă, rezervoare de apă, canale pentru ape uzate, staţii de pompare, staţii de epurare, podeţe şi rezervoare de ulei.

Un index de la sfîrşitul cărţii înşiră alfabetic denumirea construcţiilor la care s-a folosit un anumit tip de prefabricate. Înainte de a se trece la enumerarea detaliată a indicaţiilor bibliografice, sînt citate principalele surse bibliografice care au servit la elaborarea acestei sinteze.

La începutul fiecărui capitol apare o parte introductivă, unde sînt tratate problemele generale referitoare la subiectul respectiv şi se dau indicaţii preţioase asupra unor elemente specifice care au importanţă, fie din punctul de vedere al proiectării, fie din punctul de vedere al executării (transport, montaj etc.), insistîndu-se uneori asupra descrierii procesului tehnologic. În cadrul celor nouă capitole, exemplificările sînt grupate în 48 de subcapitole care permit o orientare rapidă a aceluia care caută o informare generală. O dată aceasta obţinută, la punctul respectiv se dă o descriere concisă, dar foarte documentată, cu figuri şi fotografii, astfel încît inginerul proiectant găseşte detalii constructive sau tehnologice, iar cel interesat în probleme de execuţie capătă indicaţii asupra punerii în aplicare a prevederilor din proiecte.

Avînd în vedere progresele realizate la noi în ţară în domeniul folosirii prefabricatelor, lucrarea este deosebit de utilă, deschizînd perspective noi pentru extinderea aplicării lor în domenii unde, deşi pînă în prezent mai existau unele reţineri, ele pot prezenta o eficienţă incontestabilă.

Ing. R. Mökesch

Siemonsen

TIEFBAUSCHÄDEN UND FEHLER

(Deficienţe şi greşeli la construcţii speciale inginereşti)
Taschenbuch
Franckh-sche Verlagsbuchhandlung
Stuttgart

Mai toate deficienţele care se manifestă la construcţii au cauza lor, fie în greşeli la proiectare (insuficiente studii, ipoteze greşite, alcătuirea constructivă necorespunzătoare), fie în greşeli la execuţie.

În general, nu se vorbeşte prea mult de greşeli comise în construcţie, şi în literatura de specialitate se pomeneşte rareori despre astfel de situaţii. Pentru construcţii civile şi industriale există unele cărţi apărute în limba, rusă şi maghiară.

În ce priveşte construcţiile speciale (subterane, hidrotehnice, hidroenergetice, rutiere şi construcţii de comunicaţii) o lucrare de sinteză încă nu a apărut. Cu atît mai mult trebuie să bucure faptul că în prezent se dispune de o astfel de lucrare cu titlul mai sus amintit, care permite să învăţăm din greşelile făcute de alţii şi care totodată permite evitarea de la început a unor deficienţe. Se indică totodată şi modul de îndepărtare a acestora.

Cartea este împărţită în nouă capitole şi anume :

I. Deficienţe la construcţii datorite unor greşeli privind fundaţiile ;
II. Deficienţe la baraje ;
III. Conductele reţelelor edilitare ;
IV. Tehnologia betonului ;
V. Deficienţe la construcţii rutiere comunale şi interurbane ;
VI. Deficienţe la căile urbane de comunicaţii ;
VII. Greşeli şi deficienţe la construcţia tunelurilor ;
VIII—IX. Construcţia podurilor.

Fiecare din aceste nouă capitole principale, totalizînd un volum de 293 pagini pe format mic, destinat nu numai pentru inginerul de pe şantier, ci şi pentru cel proiectant, sintetizează probleme despre care se află uneori numai indirect sau tangenţial din articole, în manuale de obicei astfel de probleme nefiind nici măcar amintite. Se pleacă totdeauna de la ipoteza că nu trebuie să apară deficienţe atunci cînd există o pregătire temeinică a proiectului şi o execuţie perfectă. Practica însă ne învaţă că totuşi greşeli încă apar din diverse motive. Scopul unic al lucrării nu este de a analiza din a cui vină se nasc aceste deficienţe, ci de a preveni personalul tehnic şi ingineresc de comiterea acestora, precum şi de a pune la îndemîna lor un material aproape didactic, care, pe lîngă analiza cauzelor, dă şi indicaţii pentru remedierea deficienţelor.

E greu de a face o trecere în revistă amănunţită a cuprinsului, însă în mod deosebit trebuie relevate problemele privind deficienţele care apar la cercetările de teren respectiv prin interpretări eronate ale datelor geotehnice, deficienţe la fundaţii pe piloţi, influenţa defavorabilă a unor construcţii învecinate asupra fundaţiilor, deficienţe din cauza influenţei apelor subterane, deficienţe la aplicarea greşită a procedeelor de îmbunătăţire a terenului de fundaţie, greşeli la proiectarea barajelor, la tratarea insuficientă a rocii de fundaţie etc.

La construcţii de tuneluri (cap. VII) şi de poduri (cap. IX) se citează o serie de cauze care duc la situaţii deosebit de dificile şi periculoase şi a căror îndepărtare cere cheltuieli băneşti mari şi timp îndelungat (necăptuşirea unor spaţii subterane, considerîndu-se că sprijinirea provizorie este o măsură suficientă, prăbuşirea cheii căptuşelii, afînarea rocii la excavaţie şi umplerea insuficientă între rocă şi căptuşeală, greşeli comise la executarea portalelor, mai ales în roci semimoi, lucrări miniere în teren semistîncos ş.a. La lucrări de poduri trebuie menţionate următoarele :

— greşeli comise cu ocazia realizării eşafodajelor şi cintrelor ;

FRANCKH-TASCHENBÜCHER
SIEMONSEN
TASCHENBUCH
TIEFBAU
SCHÄDEN
UND
FEHLER

— greşeli la fundarea sistemului de susţinere al incintelor ;

— greşeli la culee şi pile, precum şi la suprastructura podurilor pentru toate tipurile constructive de poduri.

În mod special se insistă asupra deficienţelor apărute, din diferite cauze, la podurile de beton precomprimat. Un ultim subcapitol se referă la deficienţe privind unele construcţii auxiliare ale podurilor, de exemplu : reazeme necorespunzătoare, greşeli de izolare, realizarea rosturilor, balustradelor şi a căii carosabile. Încheierea cuprinde descrierea unor catastrofe şi avarii datorite viiturilor şi loviturilor date de vase.

Fiecare capitol este scris de diferiţi ingineri specialişti, primele două fiind chiar opera autorului.

Se apreciază că manualul este un sfătuitor foarte util în numeroase probleme inginereşti şi folosirea lui este preţioasă, atît pentru şantiere, cît şi pentru proiectare.

Ing. R. Mökesch

Odone Belluzzi

TRAITÉ DE RESISTANCE DES MATERIAUX (LIVRE I)

Traducere din italiană de R. Corbi
Editura Eyrolles — Paris, 716 pagini

Lucrarea constituie traducerea primului volum — apărut în anul 1941 — al lucrării ,,Scienza delle construzioni'' apărută în continuare în patru volume. Autorul, eminent profesor, dispărut prematur în anul 1956, i-a consacrat toată activitatea pînă în ultimele zile ale vieţii.

Cele 16 capitole ale acestui prim volum cuprind : rezistenţa materialelor (scop, noţiuni şi principii fundamentale) ; operaţiile asupra forţelor ; reacţiunile din legături ; geometria maselor ; întinderea sau compresiunea ; încovoierea ; torsiunea ; forfecarea ; solicitările compuse ; încovoierea grinzilor drepte ; grinzi cu o singură deschidere ; grinzi pe mai multe reazeme ; încovoiere compusă (sub această denumire sînt tratate problemele compresiunii excentrice, flambajului lungitudinal, încovoierii cu forţe axiale), grinzi cu zăbrele ; aplicarea principiului lucrului mecanic virtual la studiul sistemelor elastice ; teoremele asupra energiei potenţiale de deformaţie.

Aşa cum arată numele şi tabla de materii, lucrarea constituie un curs pe care autorul l-a predat la Universitatea din Bologna. De aceea, faţă de alte cursuri de specialitate, ea nu aduce lucruri noi pentru un inginer ; este totuşi remarcabilă prin modul de prezentare a problemelor, prin claritatea prezentării, prin varietatea metodei de demonstrare. Aceste calităţi fac din lucrare un excelent mijloc pentru însuşirea rezistenţei materialelor, folositor în primul rînd studenţilor, dar şi inginerilor, drept lucrare de referinţă în domeniu.

Tratarea problemelor este amplă, amănunţită ; realitatea fizică este totdeauna prezentă ; fiecare noţiune nouă introdusă este bine precizată ; pentru fiecare regulă se precizează domeniul şi modul de aplicare. Menţionăm în această ordine de idei faptul că metodele analitice de rezolvare sînt dublate — în domeniile în care sînt avantajoase — şi de metodele de rezolvare grafică.

Tratarea este variată ; un mijloc important pentru lămurirea problemelor îl constituie exerciţiile — în număr de peste 500 — pe care autorul le foloseşte pentru a scoate la iveală domeniul cel mai indicat al fiecărei metode de studiere, prezentînd cîteodată două sau mai multe căi de rezolvare ale aceleiaşi probleme. Din consideraţiile care se fac la multe probleme rezultă reguli constructive preţioase pentru proiectant. Fiecare capitol se încheie printr-o scurtă bibliografie, succint comentată, pentru a orienta pe cititor în legătură cu lecturile ulterioare în vederea aprofundării unor aspecte speciale.

Ţinînd seamă de preocupările sale, inginerului constructor tratatul îi este util în întregime ; menţionez totuşi în mod deosebit unele probleme tratate în lucrare, fie pentru că nu apar în toate cursurile de specialitate, fie că aci sînt tratate într-o manieră remarcabilă, scoţînd la iveală unele detalii trecute cu vederea. Printre acestea sînt : geometria maselor, calculul firelor şi cablurilor, grinzi cu mică curbură, încovoierea oblică, eforturile tangenţiale în grinzi cu secţiune constantă şi variabilă, presiunile pe reazemele grupelor, grinzi încastrate parţial, flambajul barelor drepte şi altele.

În concluzie, deşi scris cu aproape 30 de ani în urmă, Tratatul de rezistenţă a materialelor de O. Belluzzi rămîne o lucrare remarcabilă, de o deosebită utilitate prin aria amplă de probleme pe care le examinează, rigoarea în tratare, şi aplicaţiile practice pe care le studiază.

Dr. ing. O. Rusu

PENTRU RIDICAREA MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII ȘI A ELEMENTELOR IZOLATE FOLOSITE LA CONSTRUIREA ȘI REPARAREA CLĂDIRILOR, PRECUM ȘI LA EXECUTAREA LUCRĂRILOR DE FINISAJ:

ELEVATOARELE CU PILON PENTRU CONSTRUCȚII

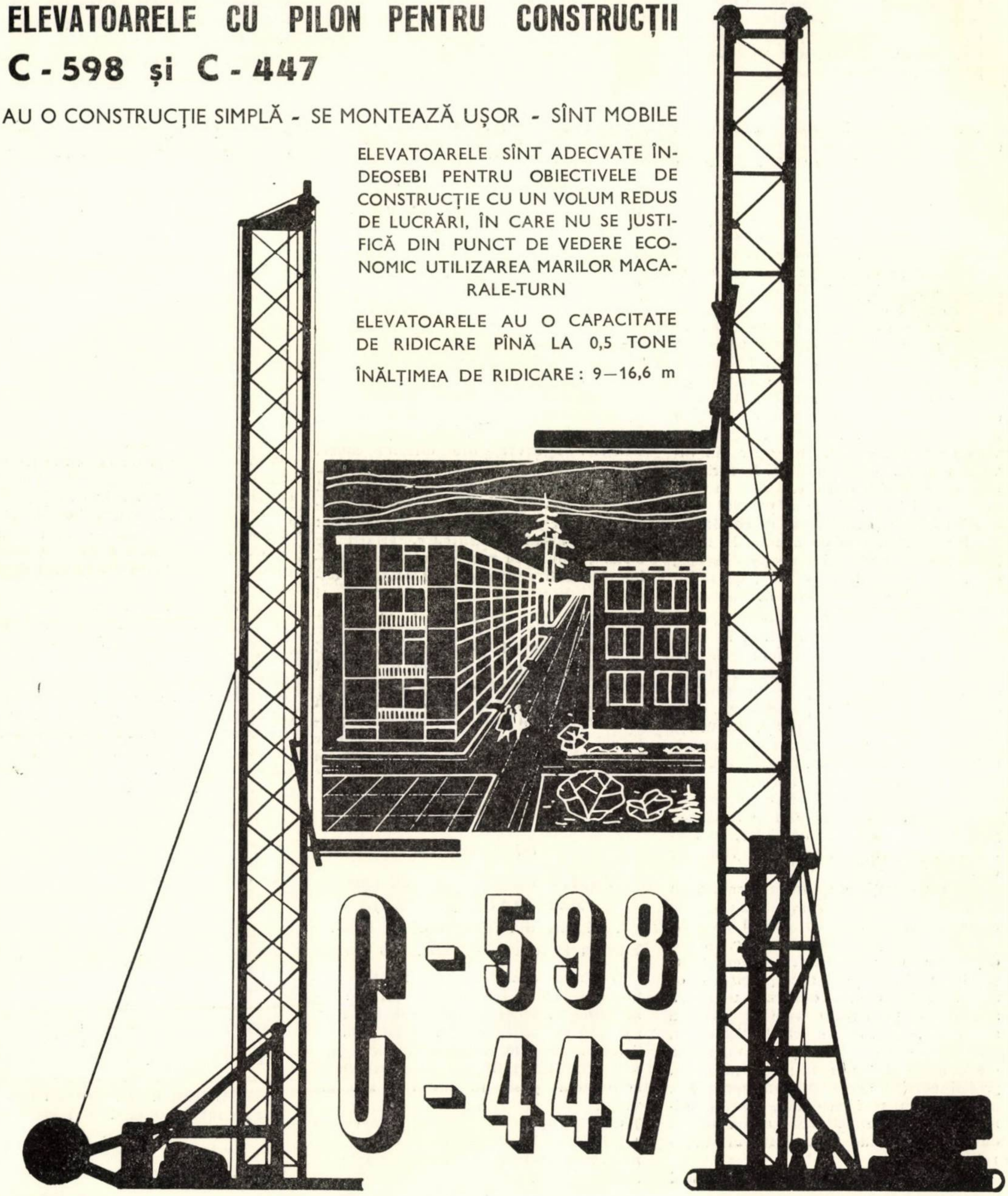
C-598 și C-447

AU O CONSTRUCȚIE SIMPLĂ - SE MONTEAZĂ UȘOR - SÎNT MOBILE

ELEVATOARELE SÎNT ADECVATE ÎNDEOSEBI PENTRU OBIECTIVELE DE CONSTRUCȚIE CU UN VOLUM REDUS DE LUCRĂRI, ÎN CARE NU SE JUSTIFICĂ DIN PUNCT DE VEDERE ECONOMIC UTILIZAREA MARILOR MACARALE-TURN

ELEVATOARELE AU O CAPACITATE DE RIDICARE PÎNĂ LA 0,5 TONE

ÎNĂLȚIMEA DE RIDICARE: 9—16,6 m



Exportator: I. S. C. E. „Mașinoexport"

U. R. S. S., Moscova B — 330

Telex: 170

PUBLICOM

IPCT

L'INSTITUT POUR L'ÉLABORATION DES PROJETS DE BÂTIMENTS TYPES

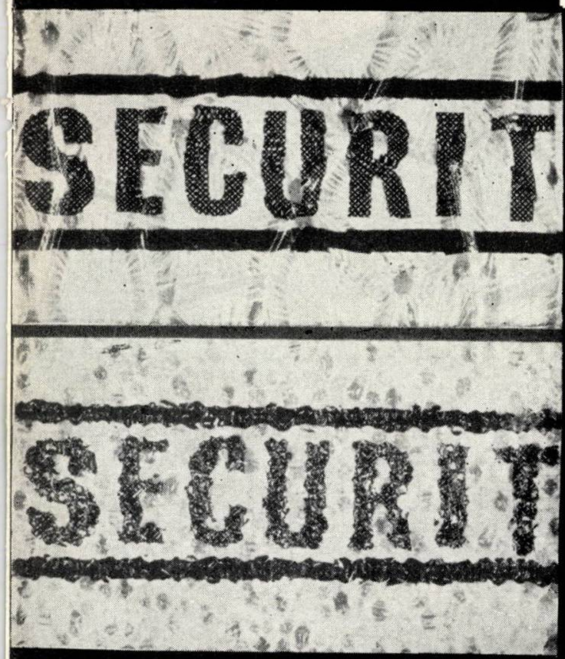
Bucarest 13 • 23, rue Dionisie Lupu • ROUMANIE

- **Élabore des projets pour bâtiments à caractère de répétition dans le domaine:**
  - des constructions industrielles (halls, réservoirs et châteaux d'eau, etc)
  - des habitations
  - des constructions sociales-culturelles.
- **Collabore avec des instituts de spécialité à l'élaboration de la technologie de fabrication des éléments préfabriqués prévus dans les projets de l'IPCT**

FABRICA de
Geamuri
Scăeni

produce și livrează pe bază de comandă fermă fără repartiție:

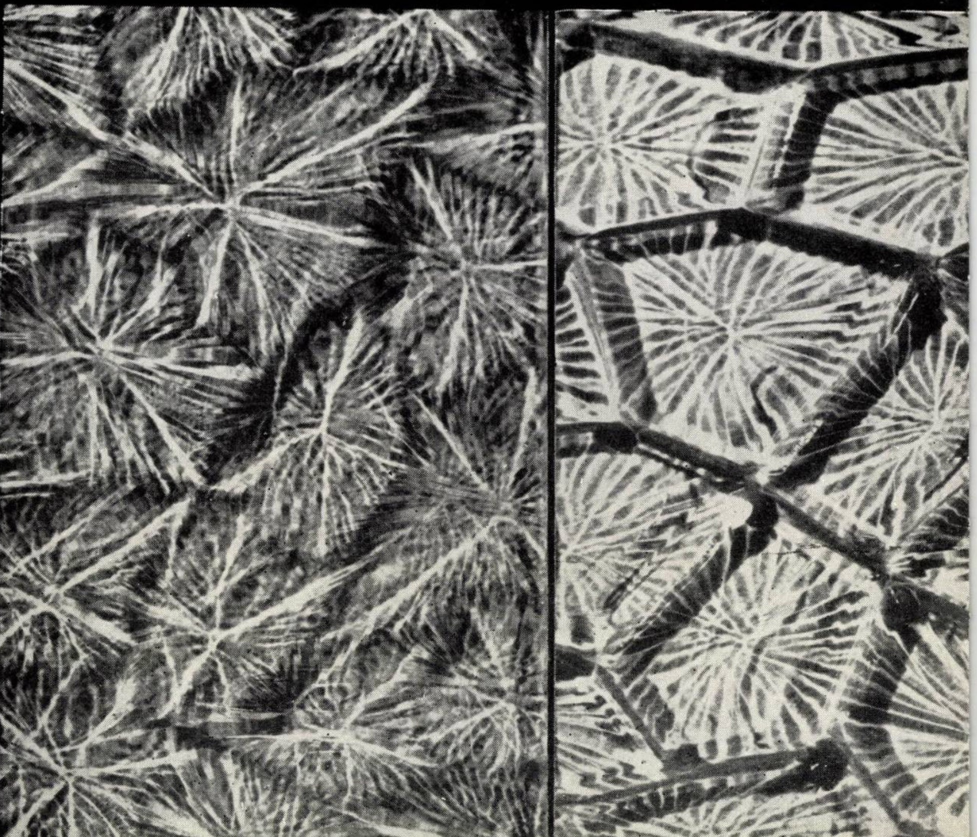
- GEAMURI ORNAMENT PLANE, SECURIZATE
  150 x 1 200 — 200 x 2 200 mm/4 — 12 mm
- GEAMURI TRASE, PLANE, SECURIZATE
  100 x 1 000 — 100 x 1600 mm/5—6 mm

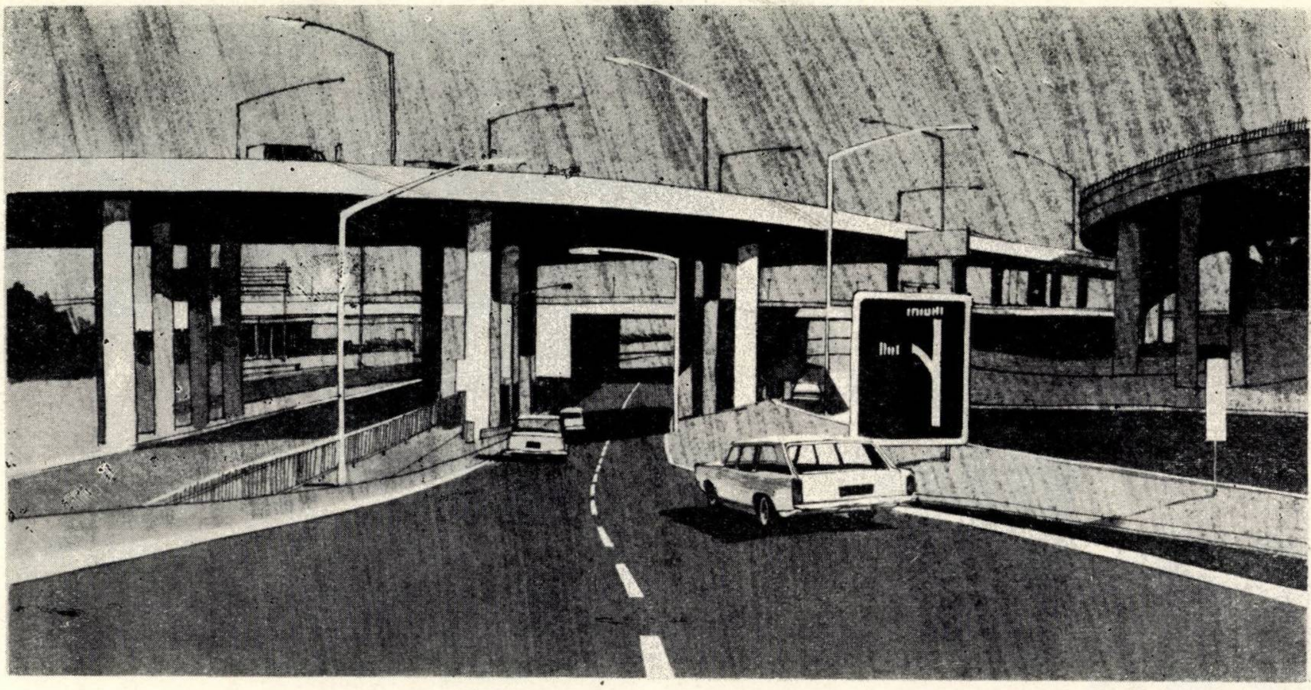


va produce în curînd:

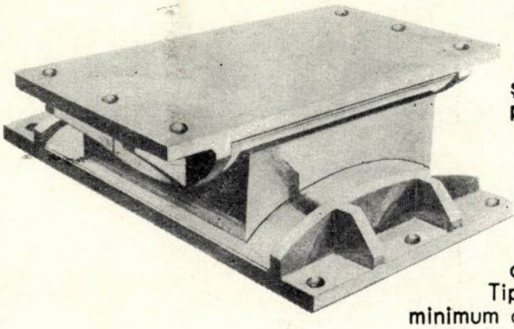
- GEAMURI ORNAMENT EMAILATE, SECURIZATE
- GEAMURI SECURIZATE PENTRU CONSTRUCȚII:
  - Uși din geam ornament (emailate și neemailate)
  - Geamuri termoabsorbante securizate
  - Geamuri de protecție la polizoare
- MOBILIER DIN STICLĂ SECURIZATĂ

Informații suplimentare
se pot obține la
SERVICIUL TEHNIC
FABRICA DE GEAMURI
SCĂENI
Județul Prahova
Telefoane: 11832.33.34.35.36

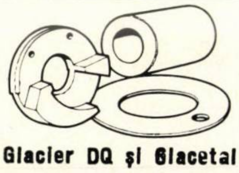




pentru cele mai avansate concepţii actuale...

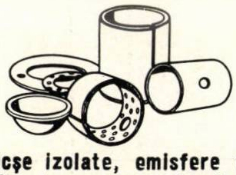


Glacier Metal Company se află în primele rînduri în ce priveşte proiectarea şi dezvoltarea lagărelor. Poziţia aceasta şi-a păstrat-o printr-o muncă susţinută de cercetare. Tehnologii firmei Glacier au reuşit să pună la dispoziţia unităţilor industriale din întreaga lume o gamă largă de tipuri şi materiale noi bazate pe o cercetare atentă a problemelor legate de dezvoltarea viitoare a lagărelor. Produsele dezvoltate de laboratoarele firmei Glacier constituie cea mai completă gamă posibilă de lagăre; ele sînt fabricate şi distribuite pe plan mondial prin intermediul unei reţele alcătuite din peste 130 de unităţi titulare de brevete, filiale şi agenţi. **Lagăre de alunecare Glacier.** Gama de lagăre de alunecare de dimensiuni reduse şi de randament ridicat produse de firma Glacier se bazează pe caracteristicile unice materialului uscat pentru lagăre Glacier DU, dezvoltat de firma Glacier, în care rezistenţele mecanice ridicate se îmbină în mod armonios cu frecarea extrem de redusă a PTFE. În contact cu oţelul inoxidabil, Glacier DU prezintă un coeficient de frecare extrem de redus şi poate prelua eforturi de compresiune considerabile. Tipurile standard permit deplasări în toate direcţiile şi necesită totodată un minimum de întreţinere pe întreaga durată de serviciu a elementului. În numeroase cazuri sînt necesare lagăre de un tip special; de aceea firma Glacier a proiectat o gamă largă de tipuri de lagăre, capabile să satisfacă cele mai variate cerinţe. Experienţa acumulată este pusă gratuit la dispoziţia clientelei. Lagărele de alunecare produse de firma Glacier au fost utilizate cu succes la reducerea eforturilor dezvoltate în poduri, tunele, şosele, planşee şi acoperişuri, rezervoare de presiune de mare capacitate, rezervoare de înmagazinare, conducte, schimbătoare de căldură, preîncălzitoare de aer, turbine, alternatoare şi maşini de cele mai variate tipuri.



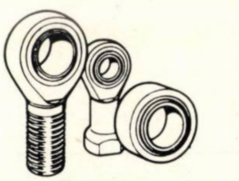
Glacier DQ şi Glacetal

Glacier DQ – o îmbinare a proprietăţilor lagărelor mecanice şi a celor uscate. Se livrează sub formă de piese turnate sau fasonate, bare sau tuburi. Glacetal – lubrifiantul de mare eficienţă pentru şaibe de presiune şi alte elemente similare.



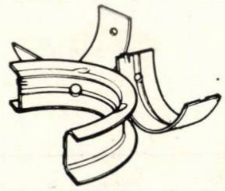
Bucşe izolate, emisfere şi şaibe de presiune standard

Produse din plumb sau bronz cu căptuşeală de oţel, în diametre de stoc de la 3 mm la 120 mm. Tipul Glacier DU fără lubrefiere şi tipul Glacier DX lubrefiat.



Dualign

Lagăre sferice şi capete de tijă. Elemente cu performanţe ridicate, rezistente la coroziune, insensibile la murdărie, praf şi cele mai diverse fluide.



Lagăre reticulare din tablă de aluminiu pentru maşini

Lagăre perfect echilibrate, de mare rezistenţă, destinate motoarelor cu benzină sau motorină.

Manuale pentru proiectanţi se trimit la cerere

...cele mai avansate tipuri de lagăre

GLACIER

1967

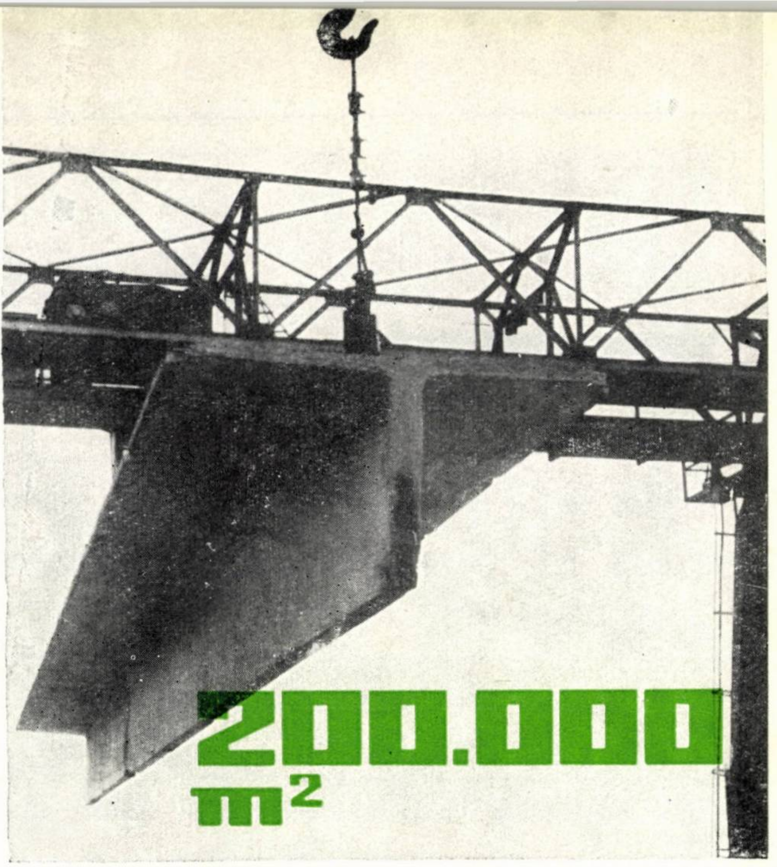
THE ASSOCIATED ENGINEERING GROUP

THE GLACIER METAL COMPANY LIMITED · ALPERTON · WEMBLEY · MIDDLESEX

Publicom

ÎNTREPRINDEREA
DE
PREFABRICATE

„PROGRESUL”



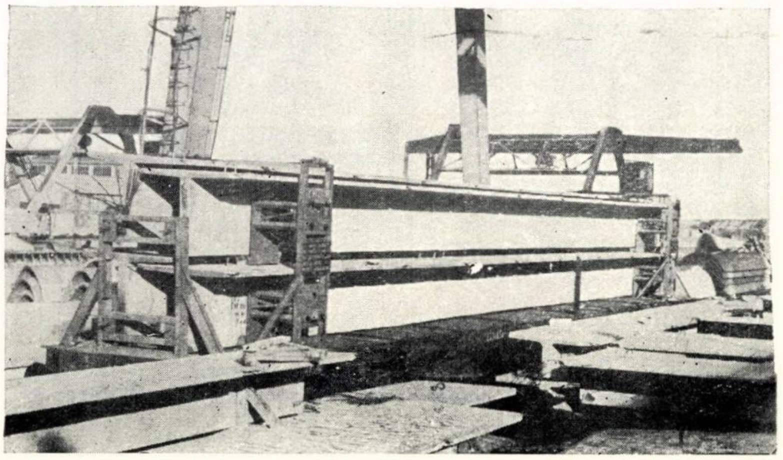
Execută grinzi T din beton precomprimat de 12,0 și 18,0 m deschidere

Peste 200 000 m² de hale industriale s-au acoperit cu grinzi T

Transportul grinzilor la șantier este rezolvat atît cu C.F., cît și cu mijloace auto

AVANTAJELE FOLOSIRII GRINZILOR T:

- productivitate ridicată — suprafață mare de acoperire 18 × 2 = 36 m²
- montaj simplu — cu un singur element se rezolvă acoperișul
- înălțime redusă de construcție — pentru 18,0 m deschidere—H = 1,0 m
- se poate rezolva economic un plafon neted
- este posibilă o rezolvare corespunzătoare a ventilației și iluminării



București, Șoseaua Giurgiului nr. 5, Telefon 23.40.40.

COMITETUL DE STAT
A L A P E L O R

IPACH

INSTITUTUL PENTRU
PLANURI DE AMENAJARE
ŞI CONSTRUCŢII HIDROTEHNICE

STR. DR. RÎUREANU NR. 3
TELEFON 14.36.30 BUCUREŞTI

PROIECTEAZĂ

AMENAJĂRI COMPLEXE
GOSPODĂRIREA APELOR
BARAJE
CONSTRUCŢII HIDROTEHNICE
REGULARIZĂRI DE RÎURI
ALIMENTĂRI CU APĂ
CANALIZĂRI

C.I.L.

GALAUȚAȘ

Județul Harghita

Telefon 123 ● Telex 03591=16

PRODUCE
ȘI
LIVREAZĂ

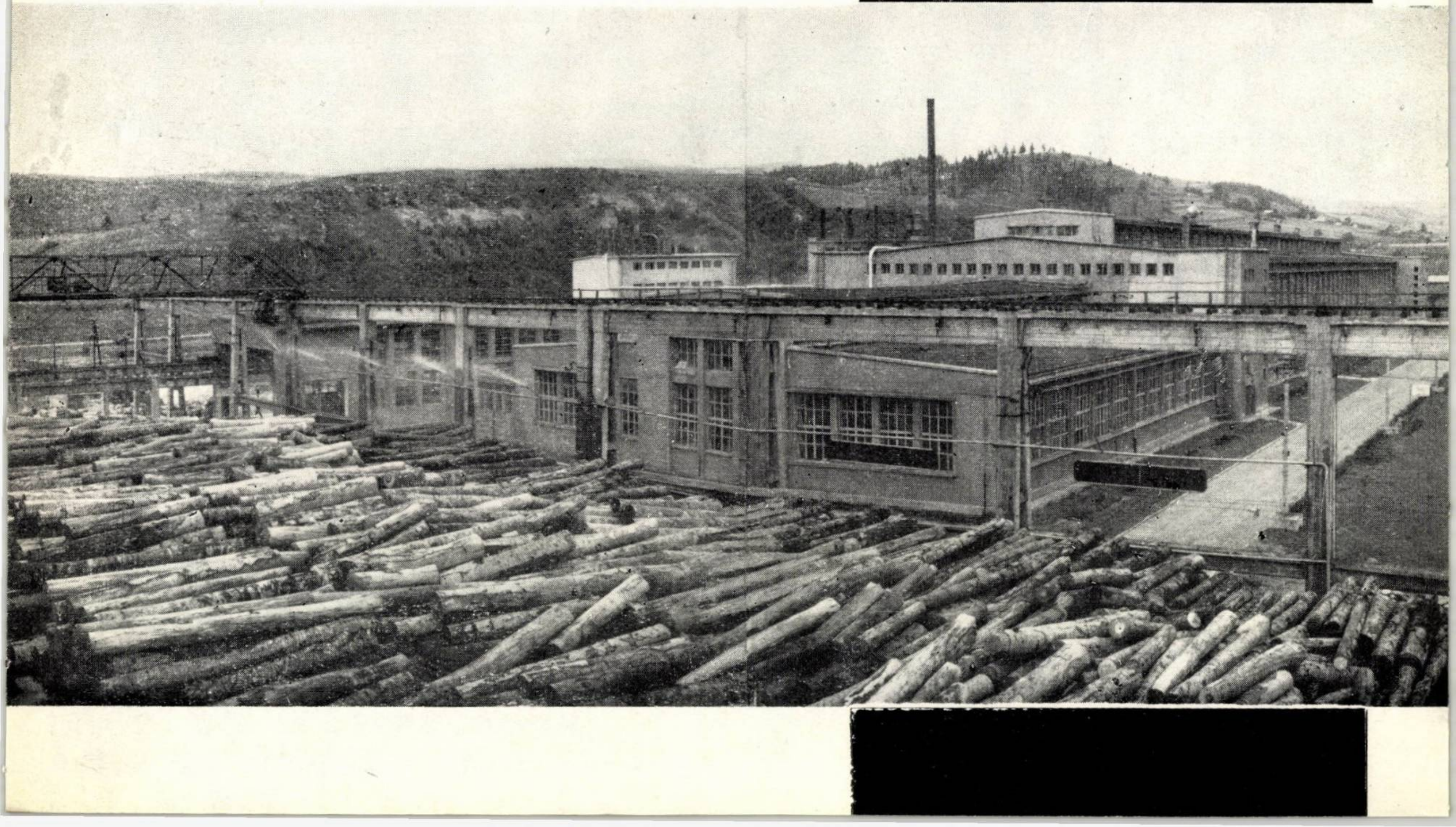
UȘI INTERIOARE DIN PLĂCI CELULARE

conf. STAS 466-66

de următoarele tipuri:

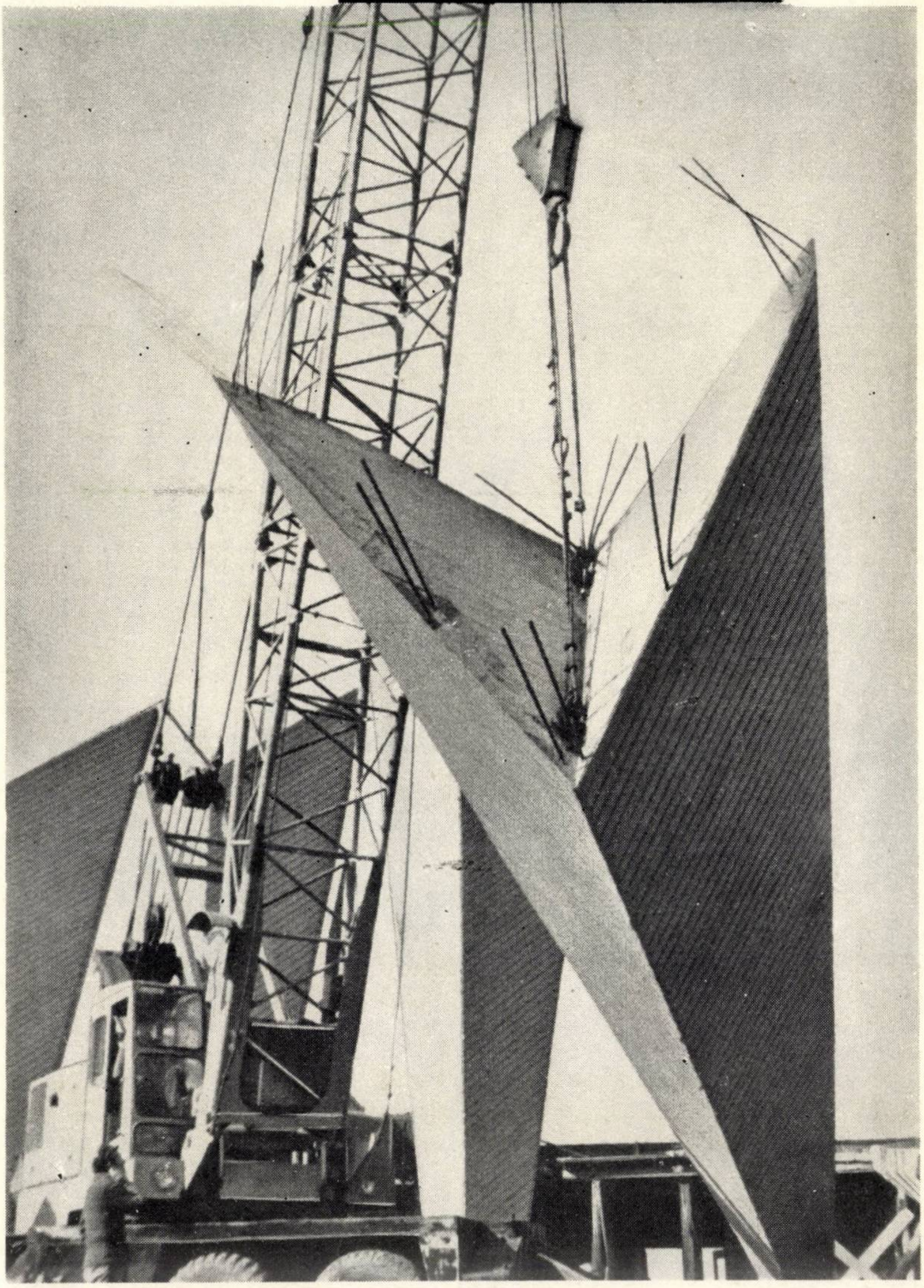
● uși pe toc ● uși pe căptușeli ● pline ● cu geam 1/3 ● cu geam 2/3 ● uși grunduite cu grund alchidic ● uși lăcuite cu lac carbomidic

Tocul se execută prin lamelare din 4 lamele, o soluție constructivă mai avantajoasă decît din lemn masiv, asigurînd o mare stabilitate în timp. Ușile se livrează asamblate sau neasamblate, fără prag sau cu prag inferior din cherestea de stejar.



EXECUTĂ:

- CONSTRUCȚII DE COMPLEXE INDUSTRIALE
- CLĂDIRI DE LOCUIT ȘI SOCIAL-CULTURALE
- CONSTRUCȚII SPECIALE – TURNURI DE RĂCIRE. REZERVOARE
- ELEMENTE DE BETON PRECOMPRIMAT
- ALIMENTĂRI CU APĂ ȘI STAȚII DE TRATARE
- DRUMURI ȘI CĂI FERATE
- CONSTRUCȚII AGROZOOTEHNICE



ISCM
UNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ

M.C.I.C.R. – D.G.C.

Întreprinderea Șantier Construcții Montaje

MUNICIPIUL GH GHEORGHIU-DEJ, STR. CAUCIUCULUI Nr 22
TELEFON 1000; 1001 • CONT B.I. 040,28.001

Trustul 1 construcţii-montaje
bucureşti, calea victoriei nr. 91—93, telefon 16.73.60—14.56.97

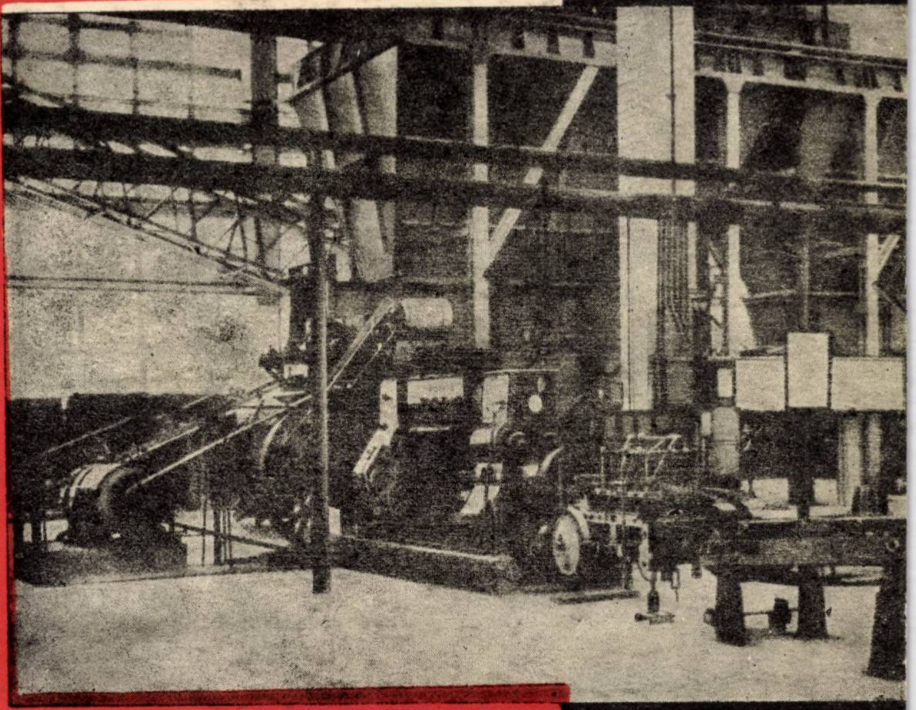
execută:

★ construcţii industriale
★ lucrări speciale de beton armat beton armat precomprimat, mon taje de prefabricate, silozuri castele de apă
★ construcţii metalice
★ construcţii civile şi social-cultu rale
★ complexe agro-zootehnice
★ montaje de instalaţii tehnologic

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA

FOREIGN TRADE STATE ENTERPRISE

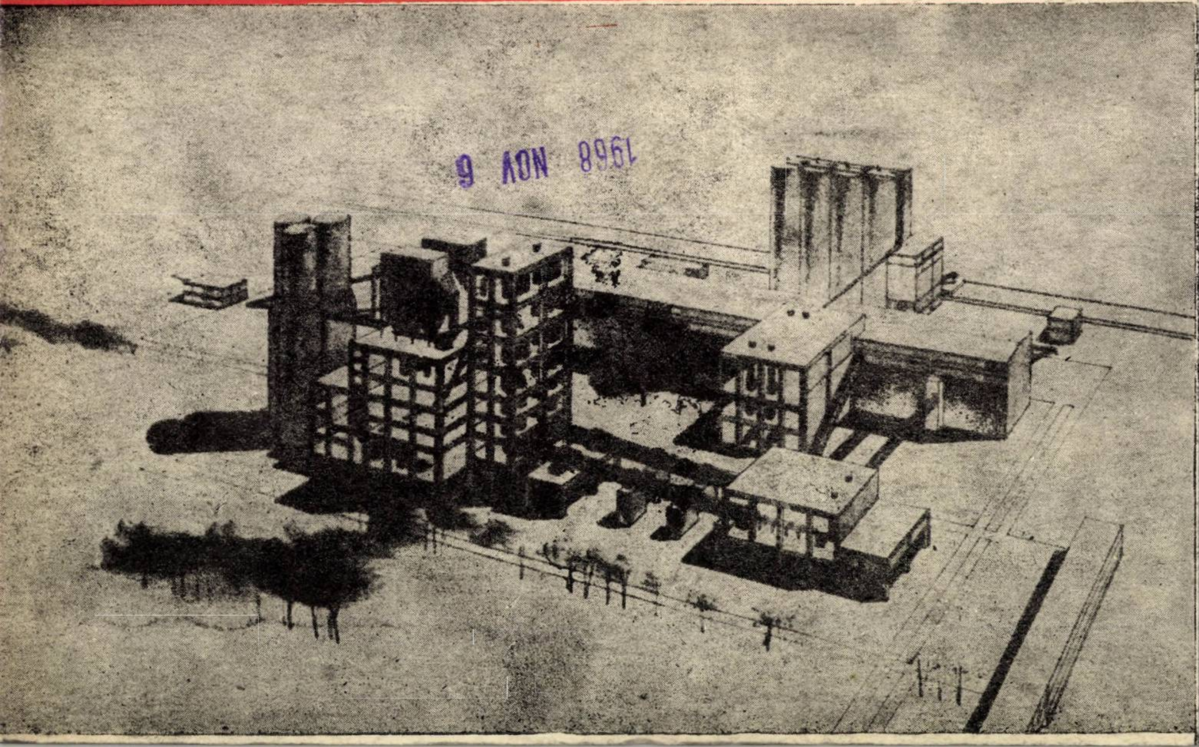
supplies



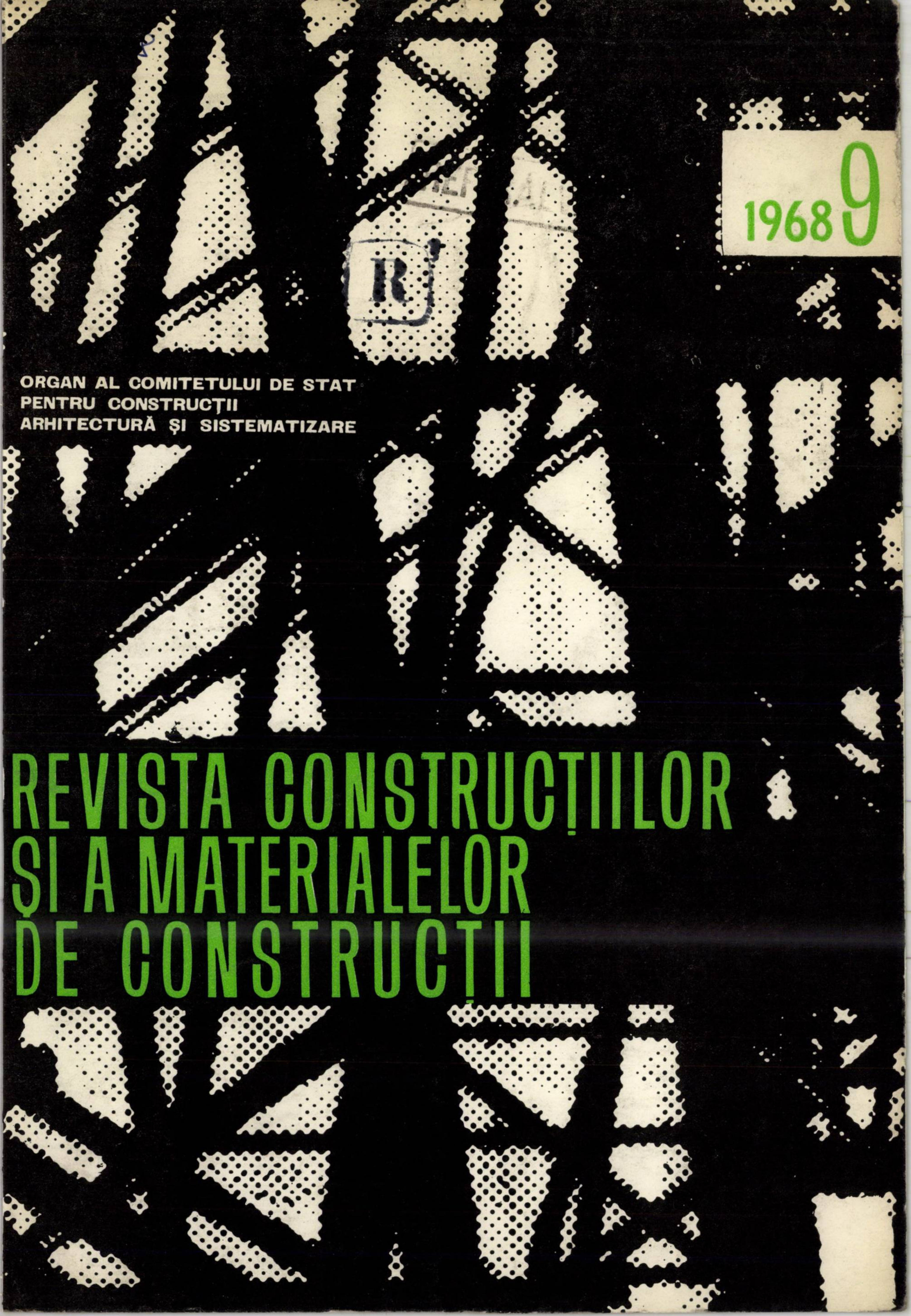
o equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a.s.o.), expanded clay factories.

o sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a.s.o.).

For further information and offers apply to
I.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT*, 2, Gabriel Péri St., Bucharest *ROMANIA
Telephone: 116 ☆ Telex: 214 ☆ Cables: INDEXPORT



1968 NOV 6



1968 9

R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

E 1688

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1969

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

9

1968

VOLUMUL 20, Nr. 9

SEPTEMBRIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

V. PETCU, A. PÎRVU
Capacitatea portantă a unei grinzi continue de beton armat realizată prin monolitizarea a două grinzi prefabricate 449

DAN CONSTANTINESCU
Asupra calculului eforturilor din precomprimare în structurile static nedeterminate 454

IDA DUMITRESCU
Privitor la traducerea datelor încercărilor nedistructive în rezistenţe ale betonului 457

ADRIANA BOGHIAN
Încălzirea electrică a betonului în cofraje glisante 461

T. ABRAMESCU, AL. AVRAM
Metode pentru executarea de ecrane de etanşare a aluviunilor permeabile 463

R. BONNERT
Eliminarea şi transportul condensatului de abur 468

M. NESTOR
Îmbunătăţiri tehnologice în fabricarea vatei de sticlă 475

E. BEIU
Betonul aparent cu parament brut sau decorativ 479

E. BEIU
Realizarea betoanelor aparente cu parament brut avînd suprafeţe netede şi în relief 480

G. MUNTEANU
Realizarea unor soluţii de betoane decorative prelucrate cu întîrzietor de priză şi jet de apă 488

ST. RĂILEANU
Beton aparent la pîlnia de ape grase Palas 492

GH. ILEA
Betoane aparente la ISCM-Craiova 495

A. ŞTEFĂNESCU-GOANGĂ şi T. FILIPESCU
Experienţa Trustului 5 Braşov în legătură cu realizarea betoanelor aparente 496

CRONICĂ

DOCUMNTARE

RECENZII

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector I, telefon : Redacţia şi Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialeor de Construcţii" şi „Arhitectura"
Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

СОДЕРЖАНИЕ

В. ПЕТКУ, А. ПЫРВУ: Несущая способность неразрезной железобетонной балки, изготовленной из двух замоноличенных сборных балок

В статье представлены теоретические и экспериментальные исследования несущей способности неразрезной железобетонной балки, изготовленной из двух замоноличенных элементов. Арматура состоит из стальных стержней периодического профиля.

Выявлена применимость пластического расчета при назначении размеров неразрезных балок указанного вида, а также и преимущества, вытекающие при применении этого расчёта.

Д. КОНСТАНТИНЕСКУ: О расчёте усилий, возникающих при предварительном напряжении в статически неопределимых системах

Важным вопросом, возникающим при проектировании преднапряженных бетонных статически неопределимых схем, является определение дополнительных усилий, возникающих благодаря преднапряжению.

В статье проанализирован и эффект кручения преднапряженных стержней в узлах, что также порождает усилия.

И. ДУМИТРЕСКУ: О пересчёте данных, полученных при недеструктивных испытаниях бетона, на соответствующую прочность последнего

В статье синтезирован опыт автора в области применения недеструктивных методов испытания, при контроле качества гидротехнического бетона.

Приведены многочисленные результаты испытаний при применении импульсного ультразвукового метода, метода поверхностной твёрдости, основанногона измерениях показателя отдачи, и комбинированных недеструктивных методов, а также анализ и истолко вание полученных результатов.

А. БОГДАН: Электропрогрев бетона, укладываемого в скользящей опалубке

При решении вопросов, возникающих при укладке бетона в зимних условиях, одним из мероприятий является прогрев бетона, который производится как с целью предотвращения его замерзания, так и для ускорения его твердения. В этом смысле особый интеес представляет электропрогрев.

Автор описывает, как был применён этот способ при электрическом обогревании бетона для водонапорной башни, возводимой в скольящей опалубке

Благоприятный исход эксперимента, а также вытекающие преимущества представляют интерес с целью расширения применения этого способа.

Т. АБРАМЕСКУ и АЛ. АВРАМ — Метод выполнения уплотнительных экранов для устранения просачивания воы через водопроницаемые наносы

Р. БОННЕРТ: Удаление конденсата из пара

В настоящее время, паровые установки работают при болшом количестве помех, среди которых немаловажное значение представляет способ удаления конденсата из пара.

Автор делает ряд замечаний относительно способов назначения размеров и монтажа, отмечая важные элементы для доброкачественного функционирования установки.

М. НЕСТОР: Технологические улучшения изготовления минеральной ваты из стекла

В статье представлена новая технология при изготовлении минеральной ваты из стекла, введенная на стелозаводе в Скаенах.

В целью улучшения старой технологии воздействовали на нижеследующие параметры:

— состав сплава должен быть подобран так, чтобы фибризация распространилась на всю его массу и процент нефибризированных капель был бы, по возможности, малым;

— длина и форма фидера, а также его температура и диаметр играют решающую роль для изготовления качественной ваты; скорость течения сквозь фидер должна быть выбрана при оптимальных условиях, так, чтобы была обеспечена изотермичность при большом расходе

ЕВГ. БЕЙУ: Лицевой бетон неофактуренный или декоративный, Обмен опыта, осуществленный в Клуже 10—11 ноября 1967 года

ЕВГ. Бейу: Осуществление лицевого бетона с неофактуренной гладкой или рельефной поверхностью

Автор представляет исследования, проведенные Клужской Секцей Научно-Исследовательского Института по Строительству и Экономике Строительства в сотрудничестве с Клужским Строительно-Монтажным Управлением Министерства Строительства Химической Промышленности и Нефтеочистительных Заводов и строительным Факультетом Клужского Политехнического Института в связи с осуществлением лицевого неофактуренного бетона с целью разработки технологии, соответствующей работам такого рода.

После окончания лабораторных исследованиний перешли к первой фазе экспериментирования, в рамках которой был изготовлен макет, в масштабе 1:I, из лицевого бетона с неофактуренной поверхностью, а а затем были возведены экспериментальные здания и сооружения на стеклозаводе в г. Турда.

ГР. МУНТЯНУ: Осуществление декоративного бетона, изготовленного с замедлителем схватывания и обработанного струей воды

Описаны декоративные материалы, входящие в состав декоративного бетона и технология изготовления последнего, применённые при полигональном производстве крупнопанельных внешних стен в Клуже.

ШТ. РЭЙЛЯНУ: Лицевой бетон при выполнении воронки для жирных вод завода — Паллас

Автор описывает производство работ при выполнении воронки для жирных вод на бумажном заводе паллас; работы основывались на предварительных лабораторных испытаниях, которые обеспечивали высокое качество бетона и давали возможность изготовлять опалубку, необходимую для получения качественной лицевой стороны.

Г. ИЛЯ: Лицевой бетон, изготовляемый специальным строительно-монтажным управлением Крайова (ССМУК)

Автор описывает предпринятые меры для укладки лицевого неофактуренного бетона, необходимого для склада азотноклислого аммония, возводимого ссмук

В заключение указаны получаемые преимущества при добавке в состав бетона пластификаторов.

А. ШТЕФЭНЕСКУ — ГОАНГЭ: Опыт, полученный 5-ым Строительным Трестом Брашов, в связи с соуществлением лицевого бетона

Представлены лабораторные испытания и эксперименты, поставленные непосредственно на стройке 5-ым Строительным Трестом Брашов с целью получения лицевого бетона с гладкой поверхностью, на которой была бы видна структура агрегатов или тпечаток досок опалубки.

INHALT

V. PETCU u. A. PÎRVU : Tragfähigkeit eines Stahlbeton Durchlaufträgers hergestellt durch monolitsche Verbindung von zwei vorgefertigten Tragern

Im Artikel werden vorgeführt die theoretischen und experimentellen Forschungsarbeiten durchgeführt für die Bestimmung der Tragfähigkeit eines Stahlbeton Durchlaufträgers hergestellt durch monolithische Verbindung von zwei vorgefertigten Bauteilen. Als Bewehrung dienten Stahlstäbe mit periodisch veränderlichem Querschnitt.

Die Forschungsarbeit hat bewiesen die Möglichkeit plastische Rechenverfahren bei der Bemessung von derartigen Durchlaufträgern anzuwenden; es werden hervorgehoben die Vorteile die sich aus der Anwendung dieser Rechenverfahren ergeben.

D. CONSTANTINESCU : Zur Bestimmung der Spannungswerte durch Vorspannung hervorgerufen in einem statisch unbestimmten Tragwerk

Eine der bedeutendsten Fragen die bei der Bemessung von statisch unbestimmten Spannbetonkonstruktionen auftauchen besteht in der Bestimmung der zusätzlichen Spannungswerte die durch das Vorspannverfahren hervorgerufen werden. Diese zusätzliche Spannungen können in bestimmten Fällen bedeutede Werte annehmen und den durch das Vorspannverfahren vorteilhaften Einfluss aufheben oder sogar umkehren.

Îm Artikel wird untersucht der Einfluss der Drehung der vorgespannten Stäbe um einen Knotenpunkt – ein Vorgang der ebenfalls derartige Spannungen hervorrufen kann.

I. DUMITRESCU : Zur Ubertragung von nichtzerstörenden Versuchsergebnissen in Betonfestigkeitswerte

Îm Artikel wird zusammengefasst die von der Verfasserin gesammelte Erfahrung hinsichtlich der Anwendung von nichtzerstörenden Versuchsverfahren bei der Güteprüfung von Beton im Wasserbau.

Es werden angegeben zahlreiche Versuchsergebnisse erlangt durch das Ultraschall-Împulsverfahren, das Oberflächenhärteverfahren begründet durch Messung des Rückstosswertes sowohl wie durch andere nichtzerstörende Kombinationsverfahren; schliesslich werden sämtliche Ergebnisse untersucht und gedeutet.

A. BOGHIAN : Elektroerwärmen von in Gleitschalungen gegossenem Beton

Eine der uns zur Verfügung stehenden Möglichkeiten die Fragen die bei der Winterbetonage auftauchen zu lösen besteht in Erwärmen des Betons; auf dieser Weise wird dessen Erfrieren vermieden und ein schnelles Erhärten gesichert. Von besonderem Înteresse ist das Elektroerwärmen.

Der Autor befasst sich mit der Anwendung des Elektroerwärmung von einer Betonmasse beim Bau eines Wasserturmes in Gleitschalungen gegossen.

Der Erfolg dieses Experiments und die sich daraus ergebenden Vorteile sind von Înteresse für die Verallgemeinerung des Verfahrens.

T. ABRAMESCU u. AL. AVRAM : Dichtungsschleier in wasserdurchlässigem Geschiebe

Im Artikel werden vorgeführt die endgültigen Ergebnisse einer Reihe von Experimenten abgezielt auf die Ausführung von Dichtungsschleiern in wasserdurchlässigem Geschiebe; die diesbezügliche Verfahren erscheinen in der Fachliteratur unter verschiedenen Benennungen: ETF in Frankreich, ETMO in der Bundesrepublik Deutschland u.s.w. Gleichzeitig wurde auch ein rumänisches Verfahren experimentiert das der Abdichtung und Konsolidation von Erdmassen sowohl wie der Ausführung von Tiefgründungen dienen soll. Sämtliche oben angeführt im Forschungsinstitut für Urbarmachung.

R. BONNERT : Beseitigung und Entfernung von Kondensat

Dampfanlagen weisen gegenwärtig zahlreiche Betriebsstörungen auf die meistens auf die Weise in der Dampf und Kondensat getrennt werden zurückzuführen sind.

Der Autor macht einige Erwägungen betreffend Bemessung und Montageverfahren und hebt dabei hervor diejenigen Elemente die fur einen einwandfreien Betrieb massgebend sind.

M. NESTOR : Technologische Verbesserungen bei der Erzeugung von Glaswatte

Îm Artikel wird beschrieben ein neues technologisches Verfahren zur Erzeugung von Glaswatte das in der Glasscheibenfabrik Scăieni eingeführt wurde.

Um die früher angewandte Erzeugungstechnologie zu verbessern versuchte man folgende Parameter zu beeinflussen:

– die Zusammensetzung der Schmelzmasse wurde derart festgesetzt um eine massenhafte Faserung der Schmelzmasse hervorzurufen und einen kleinstmöglichen Anteil von nichtgefaserten Tropfen zu sichern;

– Länge und Gestaltung der Speiseleitung, Temperatur und Durchmesser spielen eine Hauptrolle bei der Erzeugung einer hochwertigen Watte; die Fliessgeschwindigkeit durch die Speiseleitung muss infolgedessen derart gewählt werden um soweit wie nur möglich isotherme Betriebsbedingungen auch bei bedeutenden Durchflussmengen zu sichern.

EUG. BEIU : Roher und dekorativer Sichtbeton. Erfahrungasaustausch veran staltet in Cluj, 10–11 november 1967

EUG. BEIU : Herstellung von nichtverarbeiteten glatten und erhabenen Sicht betonflächen

Der Autor führt vor die Untersuchungen die durchgeführt wurden im Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft aus Cluj in Zusammenarbeit mit dem Bau – und Montage Unternehmen des Bauministeriums für Chemische Industrie und Erdölraffinerien und der Fakultät für Bauwesen der Technischen Hochschule aus Cluj hinsichtlich der Herstellung von nichtverarbeiteten Sichtbetonflächen und der Festesetzung einer dazu geeigneten Bautechnik.

Nach Abschluss der Laboruntersuchungen wurde ein experimentelles Modell im Maszstabe 1 :1 mit nichtverarbeiteten Sichtbetonflächen hergestellt und endlich ein experimentelles Gebäude für die Glaswarenfabrik aus Turda fertiggestellt.

GR. MUNTEANU : Herstellung von dekorativen Sichtbetonen durch langsames Abbinden und Verarbeitung mit Wasserstrahl

Es werden angegeben die dekorativen Baustoffe die angewandt wurden und beschrieben die Herstellung von dekorativen Betonen erzeugt im Fertigteilwerk Cluj für vorgefertigte Aussenwandteile.

ST. RĂILEANU : Sichtbeton für den Fett fassertrichter Palas

Der Autor führt vor den Bau eines Fettwassertrichters für die Papierfabrik Palas; präliminare Laborproben – und Versuche wurden durchgeführt um die Herstellung eines einwandfreien Sichtbetons zu sichern und die Gestaltung einer zweckmässigen Schalung abzuleiten.

GH. ILEA : Sichtbetone bei ISCM-Craiova

Der Autor führt vor die Wege die eingeschlagen wurden bei der Herstellung der Betonsichtflächen für das Ammoniumnitratlager – Bauunternehmen für Spezialbauten und Montagearbeiten, Craiova.

Im Abschluss werden hervorgehoben die Vorteile die sich ergaben aus der Anwendung von Betonplastifizierungsmitteln.

A. ŞTEFĂNESCU-GOANGĂ : Aus der Erfahrung des Bautrusts No. 5, Braşov in der Herstellung von Sichtbeton

Es werden vorgeführt die Laborversuche und die Experimentierungen die an der Baustelle durchgeführt wurden im Rahmen des Bautrusts No. 5 Braşov abgezielt auf die Herstellung von glatten Sichtbetonflächen sowohl wie von Sichtbetonen bei denen die Zuschlagstoffe oder die Holzfasern der Schalungsbrettern erkennbar sein sollen.

SOMMAIRE

V. PETCU & A. PÎRVU : Capacité portante d'une poutre continue en béton armè réalisée par la monolithisation de deux poutres préfabriquées.

Les auteurs décrivent l'étude théorique et expérimentale entreprise sur la capacité portante d'une poutre continue en béton armé, obtenue par monolithisation de deux éléments préfabriqués. Le renforcement était constitué de tiges en acier à profil périodique.

L'étude a permis de mettre en évidence l'applicabilité du calcul plastique au dimensionnement des poutres continues du type étudié, ainsi que les avantages qui en découlent.

D. CONSTANTINESCU : Sur le calcul des efforts de précontrainte dans les structures statiquement non déterminées

Un problème important qui se pose lors de l'étude des structures statiquement non déterminees en béton précontraint est la détermination des efforts supplémentaires qui apparaissent à la suite de la précontrainte. Il y a des cas où ces efforts revêtent des valeurs importantes pouvant même annuler ou modifier l'effet favorable que l'on cherche a obtenir par la précontraite.

L'auteur examine l'effet de rotation dans les noeuds des barres précontraintes qui produisent, elles aussi, des efforts.

IDA DUMITRESCU : Sur la traduction des données obtenues à la suite des essais non-destructifs effectués pour determiner la resistance du béton.

L'auter fait une synthèse des connaissances acquises à la suite de son expérience dans le domaine de l'application des methodes nondestructives à l'essai de qualité des bétons hydrotechniques.

Elle fournit de nombreux resultats sur les essais entrepris par la méthode des impulsions ultrasoniques, par la méthode de la dureté superficielle basée sur la mesure de l'indice de recul, ainsi que par les méthodes nondestructives combinées ; ces résultats sont ensuite analysés et interprétés.

A. BOGHIAN : Chauffage électrique du béton dans les coffrages glissants.

Afin de resoudre les problèmes afférents à l'exécution des bétons pendant l'hiver, une des mesures que l'on prend consiste a rechauffer le beton pour en eviter la gelee et pour lui assurer en même temps une prise accelerce. Le chauffage electrique presente un intérêt particulier .

L'auteur montre l'application du procedé au chauffage electrique du beton a l'execution d'un chateau d'eau realise par coffrages glissants.

Le succès de l'expérience ainsi que les avantages qui en resultent font envisager l'extension du procédé.

T. ABRAMESCU et AL. AVRAM : Sur les méthodes d'éxécution des voiles d'étanchéité en alluvions perméables.

L'article traite des essais définitifs concernant les diverses méthodes d'éxécution des voiles d'étanchéité en alluvions perméables mentionnées par la littérature technique : ETF en France, ETMO en République Fédérale d'Allemagne etc. On décrit également les résultats d'essais préliminaires ayant trait à un procédé roumain pour l'impérméabilisation et la consolidation des terrains et l'exécution de fondations profondes. Les expérimentations ci-dessus mentionnées ont été intégralement réalisées par l'Institut d'Etudes et Prospections pour Améliorations.

R. BONNERT : Elimination et transport de la vapeur condensée

A l'heure actuelle, les installations à vapeur fonctionnent de manière très défectueuse, les défauts étant redevables, pour la plupart, à la facon dont on opère la separation vapeur — condensation.

L'auteur avance des considérations sur le dimensionnement et le montage, en signalant quelques éléments importants pour le bon fonctionnement des installations.

M. NESTOR : Améliorations dans la fabrication de la laine de verre

L'auteur présente une nouvelle technologie appliquée a la fabrication de la laine de verre par la Fabrique de Vitres de Scaeni.

Pour améliorer l'ancienne technologie on a agi sur les paramètres suivants :

— la composition de la masse fondue, qui sera choisie de manière telle qu'elle présente une fibrisation en masse du fondu et un pourcentage de gouttes nonfibrisées aussi faible que possible ;

— la longueur et la forme du feeder, sa température et son diamètre, qui jouent un rôle important dans la production d'une laine de verre de bonne qualité ; la vitesse d'écoulement à travers le feeder doit être choisie en sorte qu' elle soit aussi isotherme que possible si le débit est grand.

EUG. BEIU : Béton apparent brut ou décoratif. L'échange d'expérience organisé à Cluj le 10 et 11 novembre 1967

EUG. BEIU : Réalisation des bétons apparents à parement brut ayant les surfaces lisses et en relief

L'auteur fait part des recherches entreprises par la Section de l'Înstitut pour la Recherche et l'Economie des Constructions de Cluj – en collaboration avec les Entreprises pour Constructions et Montage – Cluj du Ministère de Constructions pour l'Îndustrie Chimique et Raffineries et avec la Faculté de Constructions de l'Înstitut Polytechnique de Cluj – sur la réalisation de bétons apparents à parement brut, le but étant d'obtenir les données nécessaires à l'élaborations de la tehnologie spécifique aux travaux de cette nature.

Après avoir terminé les travaux de laboratoire, on a passé à la première forme expérimentale et l'on a exécuté en béton apparent à parement brut une maquette à l'échelle 1 :1 ; on a exécuté ensuite des constructions expérimentales à la Fabrique de Verre de Turda.

GR. MUNTEANU : Solutions de bétons décoratifs traités par retardeur de prise et jet d'eau

L'auteur décrit les matériaux décoratifs composants et la technologie d'xécution de certains bétons décoratifs employés pour les grands panneux extérieurs au Polygone de Préfabriqués de Cluj.

ST. RĂILEANU : Béton apparent au ramasse-pâte conique de Palas

L'auteur décrit la construction du ramasse-pâte exécuté à la fabrique de papier Palas, d'après des épreuves et essais préliminaires de laboratoire destinés à assurer la qualité supérieure du béton et l'excécution d'un coffrage adéquat pour une face apparente.

GH. ILEA : Bétons apparents à l'ICSM – Craiova

L'auteur décrit les mesures prises pour solutionner le béton apparent à parement brut au dépôt d'azotate d'ammonium construit par les Entreprises Spéciales Constructions et Montages – Craiova.

En conclusion, il montre les avantages tirés à la suite de l'emploi des plastifiants dans la composition des bétons.

A. ŞTEFĂNESCU-GOANGĂ : L'expérience du Trust 5 Constructions de Braşov sur les bétons apparent

L'auteur décrit les essais de laboratoire et les expériences entreprises en site par le Trust 5 Constructions-Braşov en vue d'obtenir de bétons apparents à faces lisses, à faces représentant la structure superficielle des agrégats et, enfin à faces gardant l'impression des fibres du bois de charpente employé au coffrage.

SUMMARY

V. PETCU & A. PÎRVU : Load bearing capacity of continuous reinforced concrete beams made of two monolithically connected precast beam components

The article presents the theoretical and experimental studies in the load bearing capacity of continuous reinforced concrete beams made of two monolithically connected precast components. The reinforcement consisted of steel rods of periodically variable cross-section.

The study emphasizes the application of plastic compaction methods to continuous beams of the above mentioned type and points out the advantages resulting from the utilization of such computation procedures.

D. CONSTANTINESCU : Computation of stresses induced by pretensioning in statically indeterminate structures

A particularly important problem arising in the computation of a prestressed concrete structure consists in determining the additional stresses due to pretensioning. These additional stresses may reach in some cases considerable values and so anihilate or even invert the favorable influence aimed at by pretensioning.

The article analyzes the influence of a rotation of the prestressed bars around a knot and determines the stress pattern derived.

I. DUMITRESCU : Translation of non-destructive test results into concrete strength values

The article briefly surveys the author's experience in the application of non-destructive testing methods to the quality control of concrete hydraulic works.

The numerous results mentioned in the text refer to tests carried out by the ultrasonic impulse method the superficial hardness method based on the determination of the return index as well as by other non-destructive combined methods; the above results are finally analyzed and interpreted.

A. BOGHIAN : Electrical heating of concrete poured in slip forms

One of the ways of solving the problems arising during winter concreting consists in heating the concrete and so preventing it from freezing as well as ensuring its accelerated hardening. Particular mention is made of electrical heating.

The author shows how this procedure of electrical heating was applied to the construction of a water tower cast in slip forms.

The success of the experiment and the beneficial results obtained are of particular interest for a large scale development of the procedure.

T. ABRAMESCU & AL. AVRAM : Watertight diaphragms in pervious alluvia.

The article describes the final test results of a series of experimental works concerning the execution of watertight diaphragms in pervious alluvia. The above mentioned methods are known from the technical literature and bear different names : ETF in France, ETMO in the Federal Republic of Germany, a.s.o. The experiments integrally carried out by the Research and Exploration Institute for Reclamation Works also included a new Romanian method for the execution of watertight diaphragms, earth consolidation, and deep foundations.

R. BONNERT : Removal and discharge of condensate

The steam plants now under operation have many shortcomings mostly due to the manner in which steam and condensate are separated from each other.

The author's reflections refer to the computation and assembly methods utilized and also stress these elements which are essential for an unobjectionable running of a steam plant.

M. NESTOR : Improved technology in the manufacture of glass wool

The article describes a new technology in the manufacture of glass wool as applied by the window-glass factory Scăeni.

Improvement of the previous technology consists in influencing the following parameters :

— Composition of the fusion should ensure an integral fibrillation ofthe fusion at the lowest possible percentage of non-fibrillated drops ;

— Length and shape af the feeder as well as temperature and diameter are essential for the manufacture of high quality wool ; the flow velocity through the feeder should provide optimum isothermal running conditions at high discharge values.

EUG. BEIU : Rough or decorative exposed concrete. Sharing of experience organized in Cluj on 10 and 11 November 1967

EUG. BEIU : Rough exposed concretes with either smooth or in relief zones

The author presents the researches carried out by the Research Înstitute for Building and Building Economy – Cluj Division in co-operation with the Company for Building and Assembly Works of Cluj. sponsored by the Ministry of Building for Chemical Îndustries and Oil Distilleries and the Faculty of Building of the Cluj Technological Înstitute ; the researches aimed at realizing rough exposed concrete faces and at determining the special technology required for this category of works.

The laboratory investigations once completed, the working team realized for the first time an experimental full-scale rough faced model and then proceeded to the erection of an experimental building for the benefit of the Glass Products Factory, Turda.

GR. MUNTEANU : Realization of decorative water jet processed concretes with admixture of setting delaying agents

The author describes the decorative component materials as well as the technology utilized for preparing decorative concretes, with reference to the application to the manufacture of large precast wall components at the precast components works, Cluj.

ST. RĂILEANU : Exposed concrete for the fat water hopper, Palas

The author describes the construction of the fat water hopper of the paper mill Palas ; preliminary checks and laboratory tests were carried out for ensuring a high quality concrete as well as the realization of a suitable shuttering for the exposed concrete faces.

Gh. ILEA : Exposed concretes prepared at ISCM-Craiova

The author presents the due measures taken for realizing unprocessed exposed concrete faces at the ammonium nitrate storehouse built by the Company for Special Building and Assembly Works, Craiova.

The conclusions emphasize the advantages derived from the utilization of concrete plastifying agents.

A. ŞTEFĂNESCU-GOANGĂ & T. FILIPESCU : Experience gained by the Building Trust No. 5, Braşov in the realization of exposed concretes

The author presents the laboratory tests and the experiments carried out on field by the Building Trust No. 5, Braşov for obtaining smooth exposed concrete faces, exposed aggregate concrete faces with apparent structure and concrete faces on which the wood board fibres of the shuttering have left an imprint.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

Capacitatea portantă a unei grinzi continue de beton armat realizată prin monolitizarea a două grinzi prefabricate

Dr. ing. V. Petcu, ing. A. Pârvu
INCERC

1. INTRODUCERE

Recent s-au efectuat în cadrul INCERC experimentări pentru verificarea unui nou procedeu de realizare a nodurilor structurilor etajate de beton armat pentru clădirile de locuit, alcătuite din grinzi prefabricate şi stîlpi turnaţi monolit, pe baza unui proiect elaborat de IPCT*. Aceste experimentări au oferit prilejul de a se verifica, la scară naturală, aplicabilitatea calculului în domeniul plastic la determinarea capacităţii portante a grinzilor continue realizate din elemente prefabricate, cu armătură din oţel de tip superior.

Verificarea experimentală a rezultatelor furnizate de teoria plastică simplă, aplicată structurilor static nedeterminate de beton armat, reprezintă, în prezent, elementul hotărîtor pentru introducerea în proiectare a metodelor de calcul al solicitărilor care ţin seamă de deformaţiile plastice ale betonului şi armăturii. În marea lor majoritate, verificările experimentale efectuate pînă în prezent s-au referit la elemente static nedeterminate executate la scara $\frac{1}{5}-\frac{1}{2}$, lipsa unor încercări la scară naturală fiind, din această cauză, adînc resimţită.

În cele ce urmează se prezintă rezultatele obţinute la încercarea unei grinzi continue la scară naturală, studiul efectuat avînd meritul de a constitui o contribuţie la verificarea experimentală a rezultatelor furnizate de calculul solicitărilor în domeniul plastic, aplicat structurilor static nedeterminate de beton armat.

2. REALIZAREA GRINZII CONTINUE

Grinda continuă experimentată a fost realizată din două elemente prefabricate identice, fiecare avînd o lungime totală de 6,68 m şi o secţiune iniţială de 20 × 45 cm. Detaliile de armare ale unui element prefabricat sînt date în figura 2. Elementele au fost aşezate pe trei reazeme, cel din mijloc fiindu-le comun. Distanţa dintre elemente, pe reazemul central, a fost astfel aleasă încît să permită turnarea unui stîlp monolit cu secţiunea de 40 × 40 cm (fig. 1 b). După aşezarea elementelor pe reazeme s-a efectuat suprabetonarea lor cu un strat de beton de 15 cm grosime, precum şi turnarea, pe reazemul central, a porţiunii de stîlp cuprinse între faţa reazemului şi faţa superioară a elementelor suprabetonate. Pentru aceasta s-au aşezat, în prealabil, călăreţi pe reazemul central, precum şi vergele longitudinale şi etrieri pe porţiunea de stîlp din dreptul acestui reazem, conform specificaţiilor cuprinse în proiect.

Detaliile de alcătuire a grinzii continue astfel obţinute sînt date în figura 1. Aşa cum reiese din figurile 1 şi 2, carcasele de armătură ale elementelor prefabricate au fost confecţionate pentru a corespunde unei secţiuni finale a grinzii continue de 20 × 60 cm, aceasta rezultînd din secţiunea iniţială a elementelor şi din grosimea stratului de suprabetonare.

3. PROGRAMUL ÎNCERCĂRII

Grinda continuă a fost solicitată în fiecare deschidere, simultan, de o sarcină totală formată din patru forţe concentrate egale, alcătuind schema de încărcare reprezentată în figura 3.

Conform specificaţiilor cuprinse în tema experimentărilor, programul încercării pînă la rupere a grinzii continue a cuprins următoarele etape :

a) Încărcarea fiecărui element prefabricat, înainte de efectuarea suprabetonării şi monolitizării nodului central, cu o sarcină totală de 8 tf. În acest stadiu, elementele prefabricate au lucrat simplu rezemate la ambele capete (fig. 4 a). Sarcina de 8 tf reprezintă acţiunea greutăţii proprii a plăcilor prefabricate ale planşeului construcţiei reale asupra fiecărei deschideri, aceste plăci montîndu-se în construcţie înainte de efectuarea suprabetonării grinzilor.

b) Menţinerea sarcinii totale de 8 tf în fiecare deschidere şi efectuarea suprabetonării (fig. 4 b).

c) Încărcarea în continuare a grinzii continue, după atingerea rezistenţei de 190 kgf/cm^2 în betonul din stratul de suprabetonare, conform schemei de încărcare din figura 3, pînă la ruperea grinzii (fig. 4 c).

Solicitarea celor două deschideri ale grinzii s-a făcut cu două prese hidraulice de 60 tf capacitate, acţionate cu o pompă manuală de tip Freyssinet prevăzută cu manometru. Sarcina fiecărei prese s-a transmis în patru puncte ale deschiderii respective, utilizîndu-se trei grinzi metalice de distribuţie. În acest mod s-a realizat schema de încărcare dată în figura 3.

4. CARACTERISTICILE MATERIALELOR UTILIZATE

La data încercării grinzii continue, rezistenţa medie la compresiune a betonului, R_b, din elementele prefabricate a fost de 360 kgf/cm^2, iar cea a betonului din stratul de suprabetonare 190 kgf/cm^2. Această din urmă rezistenţă a fost luată în consideraţie la determinarea prin calcul a capacităţii de rezistenţă a secţiunilor de moment maxim din cîmpuri şi a secţiunii de pe reazemul central, deoarece axa neutră a secţiunilor din cîmpuri s-a situat în stratul de suprabetonare, iar betonul secţiunii de pe reazem a fost în întregime de calitatea celui din suprabetonare.

Rezistenţa la compresiune din încovoiere, calculată cu relaţia

$$R_i = 1{,}25\,\frac{1\,300 + R_b}{1\,450 + 3R_b}\cdot R_b$$

a fost 175 kgf/cm^2.

Armătura longitudinală de rezistenţă a fost alcătuită din vergele de oţel PC 52 cu diametrul de 16 mm şi 20 mm. Vergelele de ambele diametre au avut o limită convenţională de curgere $\sigma_c = \sigma_{0,2} = 3\,550$ kgf/cm^2 şi o rezistenţă de rupere $\sigma_r = 5\,460$ kgf/cm^2.

Etrierii şi armătura longitudinală de montaj s-au confecţionat din vergele de oţel OL 38.

5. COMPORTAREA PÎNĂ LA RUPERE A GRINZII CONTINUE

Elementele de calcul ale secţiunilor de moment maxim din cîmpuri şi ale secţiunii de pe reazemul central sînt date în figurile 5 şi 6.

Momentele de rupere ale acestor secţiuni au valorile :

— în cîmpuri,

$$M_{cr} = +\,16{,}8 \text{ tf.m};$$

— pe reazemul central,

$$M_{rr} = -\,12{,}0 \text{ tf.m}.$$

---

* Şef de proiect ing. L. Roşianu.

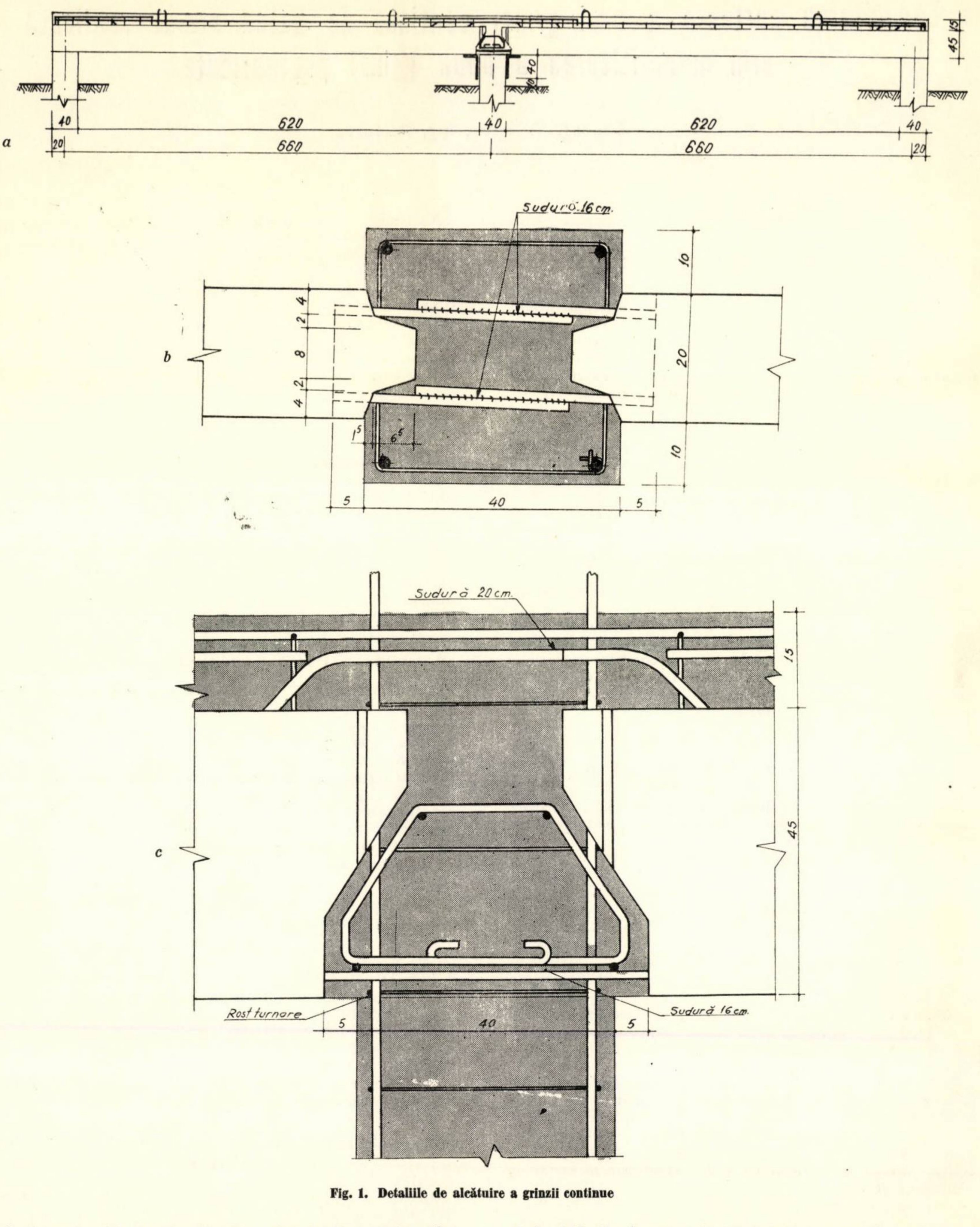

a
40
620
40
620
40
20
660
660
20
45
15
40
b
Sudură 16 cm.
10
20
10
4
2
8
2
4
1⁵
6⁵
5
40
5
c
Sudură 20 cm.
15
45
Rost turnare
5
40
5
Sudură 16 cm.

Fig. 1. Detaliile de alcătuire a grinzii continue

Conform teoriei plastice simple a structurilor static nedeterminate, sarcina de rupere corespunzătoare transformării acestor structuri în mecanisme este independentă de modul lor de realizare şi de eventualele solicitări reziduale implicate de acest mod.

Elementele ce caracterizează mecanismul de rupere al unei deschideri a grinzii continue studiate sînt date în figura 7. Articulaţia plastică din cîmp se formează în dreptul celei de a doua forţe numărate de la capătul simplu rezemat al deschiderii, deoarece în acest punct se produce momentul maxim în stadiul elastic.

Ecuaţia de echilibru plastic al deschiderii, care exprimă egalitatea dintre lucrul mecanic virtual al momentelor de rupere şi lucrul mecanic virtual al sarcinilor de rupere, este

$$0{,}690\ M_{cr} - 0{,}259\ M_{rr} = 0{,}532\ P_r,$$

unde P_r este sarcina de rupere a deschiderii.

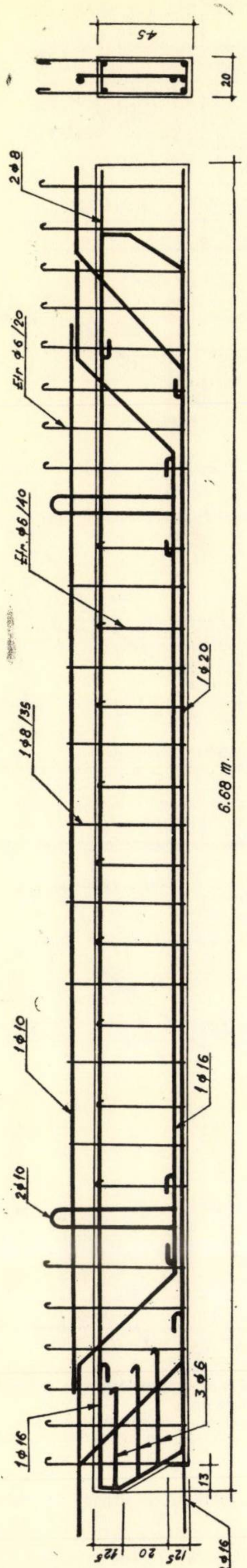

45
20
2φ8
Etr. φ6/20
Etr. φ6/40
1φ20
1φ8/35
6.68 m.
1φ10
1φ16
2φ10
1φ16
3φ6
13
2φ16
12⁵ 20 12⁵

Fig. 2. Detaliile de armare a unui element prefabricat

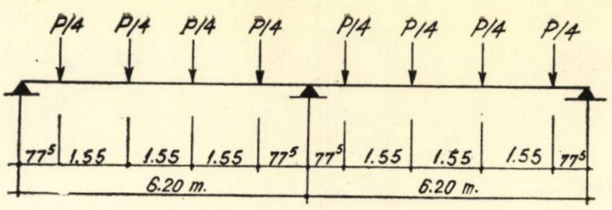

P/4
P/4
P/4
P/4
P/4
P/4
P/4
P/4
77⁵
1.55
1.55
1.55
77⁵
77⁵
1.55
1.55
1.55
77⁵
6.20 m.
6.20 m.

Fig. 3. Schema de încărcare

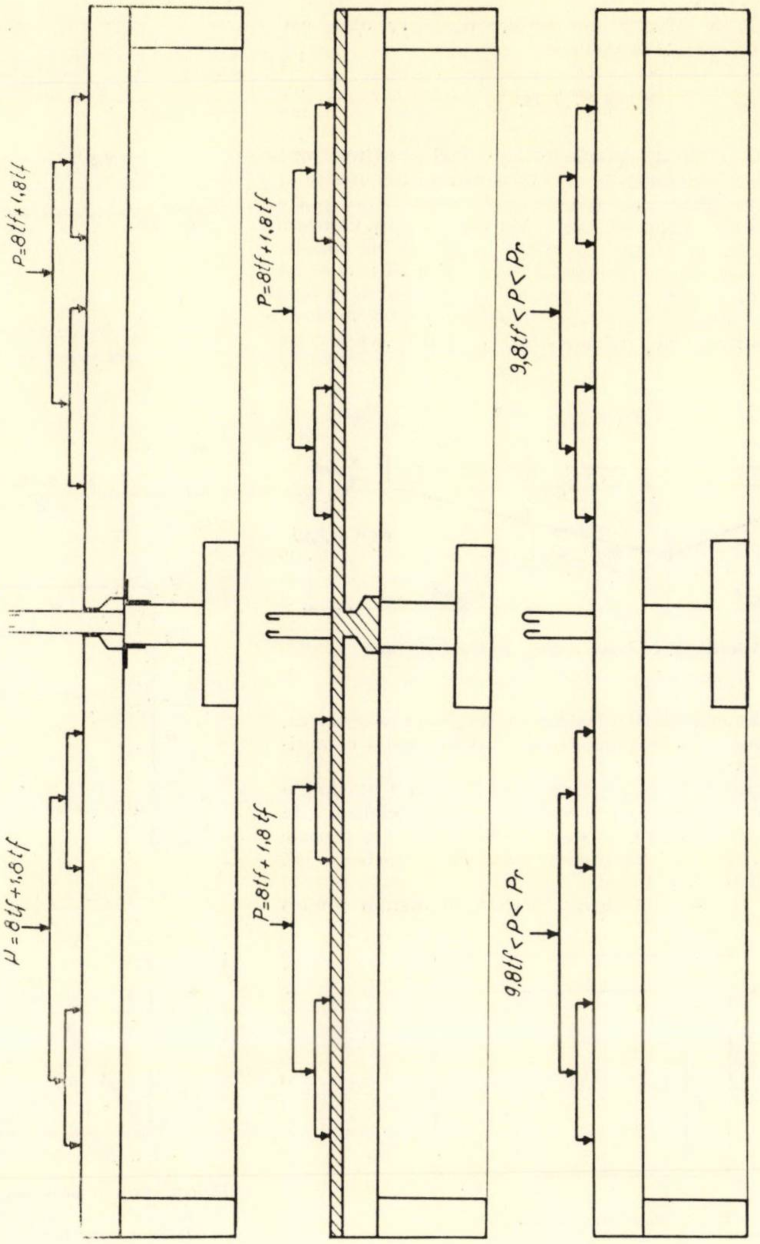

P=8tf+1,8tf
P=8tf+1,8tf
a)
P=8tf+1,8tf
P=8tf+1,8tf
b)
9,8tf<P<Pr
9,8tf<P<Pr
c)

Fig. 4. Etape de încărcare

a) grinda nemonolitizată;
b) grinda în timpul monolitizării și suprabetonării;
c) grinda după monolitizare și suprabetonare.

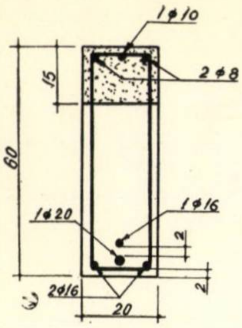

1φ10
2φ8
15
60
1φ20
1φ16
2
2φ16
2
20

Fig. 5. Secţiunea de moment maxim din cîmp

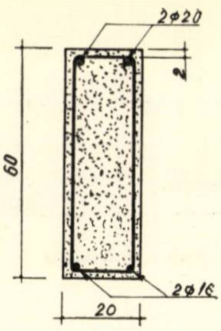

2φ20
2
60
2φ16
20

Fig. 6. Secţiunea de pe reazemul central

Ţinînd seamă de valorile momentelor de rupere date mai sus, din această ecuaţie se deduce

$$P_r = 27{,}5 \text{ tf}.$$

Stabilirea modului de comportare a grinzii continue pînă la transformarea deschiderilor ei în mecanisme este oferită de *calculul biografic*. Pentru efectuarea acestui calcul se adoptă o diagramă moment-curbură biliniară, ca în figura 8[2]. Conform acestei diagrame, în fiecare secţiune a grinzii se admite proporţionalitatea dintre momentul încovoietor M şi curbura corespunzătoare C pînă la atingerea momentului de rupere M_r, după care curbura se măreşte sub acţiunea unui moment încovoietor constant. egal cu momentul de rupere, ca urmare a formării unei articulaţii plastice în secţiunea respectivă, pînă la valoarea C_r corespunzătoare strivirii zonei comprimate a betonului.

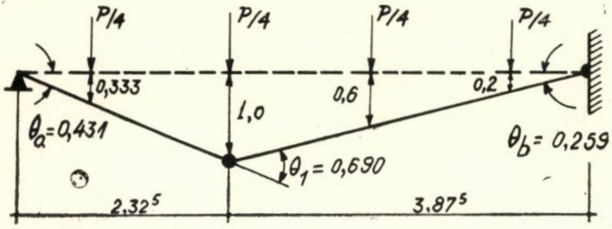

P/4
P/4
P/4
P/4
0,333
1,0
0,6
0,2
θa=0,431
θ1=0,690
θb=0,259
2,32⁵
3,87⁵

Fig. 7. Mecanismul de rupere a unei deschideri a grinzii

În stadiul iniţial, în care deschiderile grinzii sînt simplu rezemate la ambele capete, solicitarea unei deschideri este produsă de sarcina exterioară de 8 tf şi de greutatea proprie egală cu 1,8 tf. Pentru simplitatea calculului, această ultimă sarcină se repartizează în mod egal între cele patru puncte de aplicaţie a sarcinii exterioare. Momentul maxim produs de suma 8 tf + 1,8 tf = 9,8 tf, în cîmpul unei deschideri, are valoarea + 7,6 tf . m (fig. 9 a).

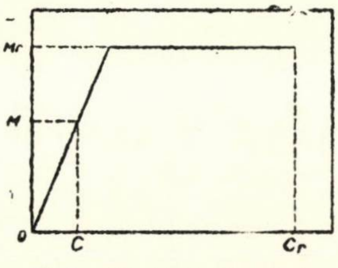


Fig. 8. Diagrama moment-curbură

În limitele domeniului elastic, distribuţia de momente produsă de sarcina (P — 9,8 tf), unde $P > 9{,}8$ tf, aplicată în fiecare deschidere, este cea corespunzătoare grinzii continue pe două deschideri.

Cu elementele de calcul date în lucrarea [1], momentul maxim din cîmpul unei deschideri şi momentul de pe reazemul central al grinzii continue, produse de sarcina $P > 9{,}8$ tf, au expresiile :

$$M_c = +\,(0{,}475\ P + 2{,}94)\ \text{tf.m}$$

şi

$$M_r = -\,(0{,}800\ \text{P} - 7{,}83)\ \text{tf.m}.$$

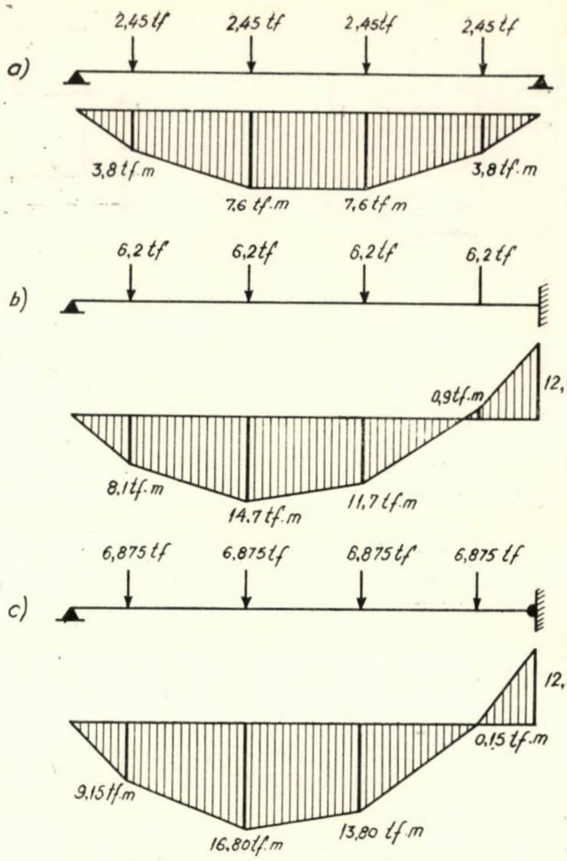

a)
2,45 tf
2,45 tf
2,45 tf
2,45 tf
3,8 tf.m
7,6 tf.m
7,6 tf.m
3,8 tf.m
b)
6,2 tf
6,2 tf
6,2 tf
6,2 tf
12,0 tf.m
0,9 tf.m
8,1 tf.m
14,7 tf.m
11,7 tf.m
c)
6,875 tf
6,875 tf
6,875 tf
6,875 tf
12,0 tf.m
0,15 tf.m
9,15 tf.m
16,80 tf.m
13,80 tf.m

Fig. 9. Distribuţia momentelor încovoietoare

a) $P = 8$ tf ; b) $P = P_1$; c) $P = P_r$.

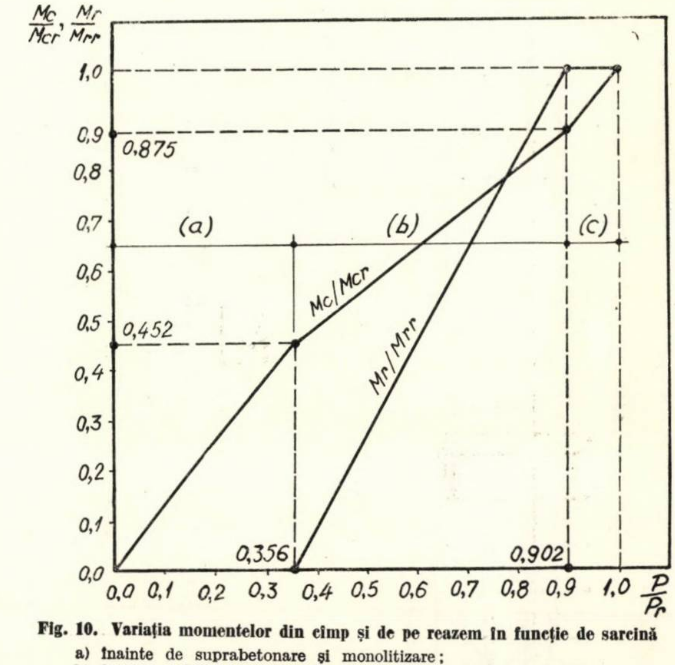


Fig. 10. Variaţia momentelor din cîmp şi de pe reazem în funcţie de sarcină

a) înainte de suprabetonare şi monolitizare;

b) după monolitizare, pînă la formarea primei articulaţii plastice;

c) după formarea primei articulaţii plastice pînă la transformarea deschiderii în mecanism

Prima secţiune în care se atinge momentul de rupere este cea de pe reazem.

Valoarea P_1 a sarcinii corespunzătoare atingerii acestui momet este dată de relaţia

$$-(0{,}800\,P_1 - 7{,}83) = -12{,}0,$$

de unde rezultă

$$P_1 = 24{,}8 \text{ tf}.$$

Momentul maxim din cîmp corespunzător acestei sarcini are valoarea

$$M_{c1} = +14{,}70 \text{ tf.m}.$$

Distribuţia momentelor încovoietoare în acest stadiu de solicitare este dată în figura 9 b.

Pentru o sarcină $(P - P_1)$ tf, în care $P > P_1$, fiecare deschidere lucrează din nou simplu rezemată la ambele capete, pe reazemul central formîndu-se o articulaţie plastică sub acţiunea sarcinii P_1.

În această situaţie, momentul în cîmp este dat de relaţia

$$M_c = M_{c1} + \frac{(P - P_1)\,l}{8} = +(0{,}775\,P - 4{,}50) \text{ tf. m.}$$

Pentru $P = P_r$ rezultă $M_c = M_{cr}$ şi în secţiunea de moment maxim din cîmp se formează o articulaţie plastică, care transformă deschiderea respectivă în mecanism.

Din egalitatea

$$0{,}775\,P_r - 4{,}50 = 16{,}8$$

rezultă

$$P_r = 27{,}5 \text{ tf},$$

respectiv aceeaşi forţă de rupere ca şi în cazul folosirii ecuaţiei de echilibru plastic.

Distribuţia momentelor încovoietoare în stadiul de mecanism al unei deschideri este dată în figura 9 c.

Variaţia momentului maxim din cîmp şi a momentului de pe reazemul central, în funcţie de sarcina aplicată într-o deschidere, este dată în figura 10.

Rezultatele obţinute mai sus arată că, din punct de vedere teoretic, grinda continuă studiată este capabilă să preia o sarcină suplimentară reprezentînd 11 % din sarcina corespunzătoare atingerii momentului de rupere în secţiunea de pe reazemul central. Acest spor se datoreşte redistribuţiei de momente care se produce în urma formării unei articulaţii plastice pe acest reazem.

Experienţa efectuată a arătat că sarcina efectivă de rupere a unei deschideri a grinzii continue a fost de 34,0 tf. Această sarcină a rezultat deci cu 23,5 % mai mare decît sarcina teoretică de rupere obţinută pe baza calculului grinzii în domeniul plastic. Diferenţa dintre aceste două sarcini provine, în principal, din intrarea armăturii în consolidare, ca urmare a deformaţiilor mari ale grinzii în stadiul de rupere şi a palierului mic de curgere a vergelelor din oţel PC 52.

Aspectul grinzii continue în stadiul de rupere este redat în figura 11, distribuţia şi mărimea fisurilor indicînd locurile de formare a articulaţiilor plastice.

6. CONCLUZII

Experienţa efectuată a constat din încercarea pînă la rupere a unei grinzi continue pe două deschideri, avînd următoarele particularităţi :

— dimensiunile elementelor componente au fost la scară naturală ;

— grinda a fost alcătuită din două elemente prefabricate identice, monolitizate pe reazemul central ;

— în momentul monolitizării, pe fiecare element a acţionat o sarcină totală de 8 tf, echivalentă cu greutatea planşeului prefabricat din construcţie ;

— o dată cu monolitizarea, grinda a fost suprabetonată pe toată lungimea ei cu un strat de beton a cărui grosime a fost egală cu o treime din înălţimea iniţială a secţiunii elementelor prefabricate ;

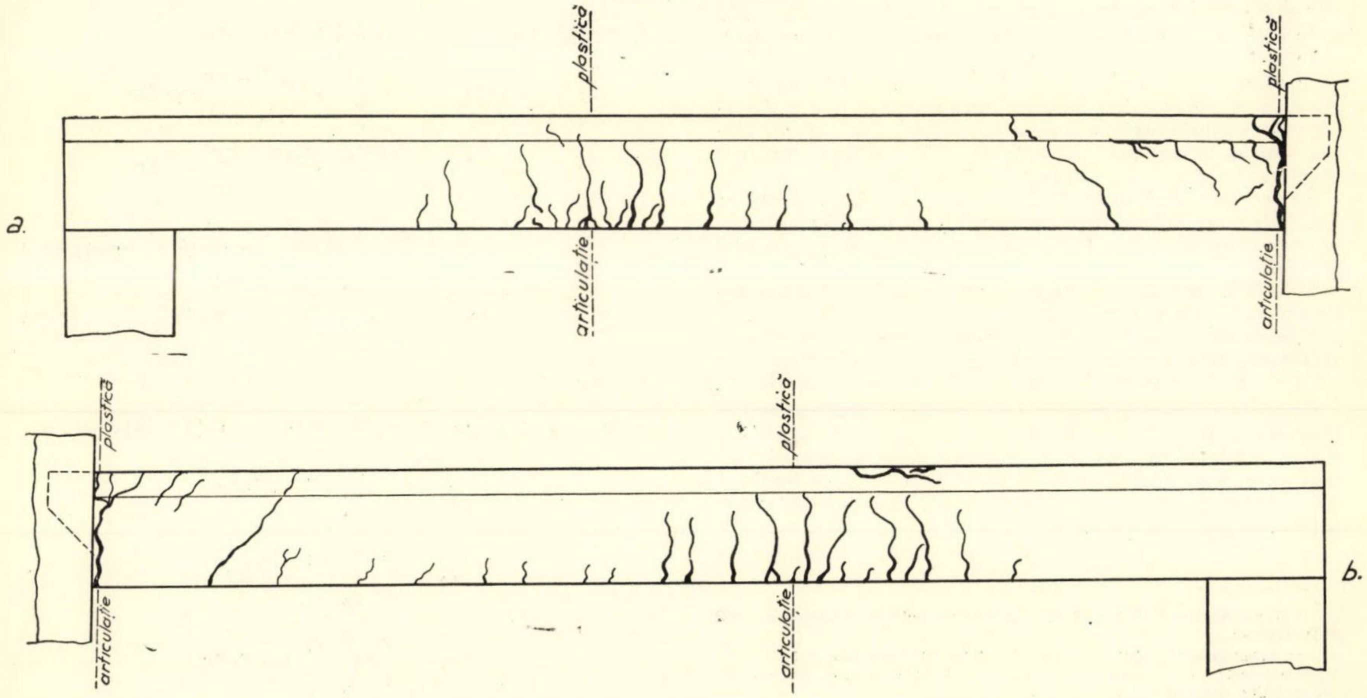
— armătura a fost alcătuită din vergele de oţel PC 52 ;

— procentele de armare au fost egale cu 0,82 % în secţiunile de moment maxim din cîmpuri şi cu 0,55 % în secţiunea de pe reazemul central.

Rezultatele teoretice şi experimentale obţinute au arătat următoarele :

a) Secţiunile din zonele de monolitizare de pe reazeme ale grinzilor continue realizate din elemente prefabricate au o comportare identică cu cea a secţiunilor de pe reazemele

Fig. 11. Aspectul grinzii la rupere
a) deschiderea din stînga
b) deschiderea din dreapta.



grinzilor continue monolite. Ele sînt capabile de a rezista la un moment de rupere egal cu cel calculat ca pentru secţiunile monolite, iar articulaţiile plastice dezvoltate în dreptul lor au aceleaşi posibilităţi de rotire ca şi articulaţiile plastice formate pe reazemele grinzilor continue monolite.

b) Grinzile continue de tipul celor studiate au capacitatea de a redistribui integral momentele încovoietoare, ruperea lor producîndu-se prin transformarea uneia din deschideri în mecanism, ca urmare a formării de articulaţii în cîmp şi pe reazeme.

c) Grinda încercată a avut o sarcină experimentală de rupere sensibil mai mare decît cea calculată. De aceea este de presupus că proprietatea prezentată în concluzia precedentă se extinde şi la grinzi continue cu procente de armare mai mari decît cele utilizate în cadrul experienţei. Pentru stabilirea limitei superioare a acestor procente este însă necesar un studiu special.

d) Utilizarea calculului în domeniul plastic la stabilirea capacităţii de rezistenţă a grinzilor continue de tipul celei studiate apare pe deplin justificată. Adoptarea unei diagrame moment-curbură biliniare, în vederea efectuării acestui calcul, s-a dovedit, de asemenea, satisfăcătoare pentru scopurile practice.

e) Încercarea efectuată reprezintă o contribuţie la întregirea bazei experimentale a teoriei calculului structurilor static nedeterminate de beton armat în domeniul plastic. Rezultatele teoretice şi experimentale obţinute pledează în favoarea utilizării calculului în domeniul plastic chiar şi în cazurile cînd structurile sînt realizate din elemente prefabricate monolitizate între ele şi eventual suprabetonate.

Bibliografie

[1] Avram C. N.: *Grinzi continue.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[2] Baker A.L.L.: *The ultimate load theory applied to the design of reinforced and prestressed concrete frames.* Londra, Concrete Publications Ltd., 1956

Asupra calculului eforturilor din precomprimare în structurile static nedeterminate

(Notă pe marginea articolului ing. Ed. Ionescu şi Gh. Pick din Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii nr. 8/1966)

ing. Dan Constantinescu

I. C. B.

O problemă importantă care apare la proiectarea structurilor static nedeterminate din beton precomprimat este determinarea eforturilor suplimentare care apar din cauza precomprimării. Aceste eforturi suplimentare ajung în anumite cazuri la valori importante, putînd chiar anula sau schimba efectul favorabil căutat prin precomprimare.

În general, precomprimarea are două efecte, datorită cărora apar în structurile static nedeterminate eforturi suplimentare:

— efectul de scurtare a lungimii barelor precomprimate, care se manifestă printr-o deplasare a nodurilor structurii şi care, atunci cînd este împiedicată, produce eforturi ce se pot calcula cu uşurinţă folosind metoda deplasărilor [6];

— efectul de rotire în noduri a barelor precomprimate, care, de asemenea, produc eforturi. Acestea se calculează de obicei folosind metoda eforturilor [4], [6].

În cele ce urmează se va analiza numai acest ultim efect.

În ultima vreme, pentru determinarea acestor eforturi suplimentare s-au construit linii de influenţă valabile pentru anumite scheme statice, cu o anumită distribuţie de material (de obicei grinzi continue care au avantajul unei scheme statice simple, în care primul efect, acela de scurtare a lungimii barelor, nu este împiedicat) [3], [2], [5]*.

Se pot obţine relaţii foarte simple, uneori evidente, dacă se determină aceste eforturi cu ajutorul metodei deplasărilor. În cele ce urmează se fac cîteva observaţii asupra acestei probleme.

Folosind ideea de linie de influenţă a unui efort static nedeterminat, sub o rotire relativă unitară $\gamma = 1$ (fig. 1), se pot determina momentele de încastrare perfectă pentru barele static nedeterminate cu o deschidere (bara dublu încastrată şi bara încastrată şi simplu rezemată)**, cu secţiune variabilă.

Cu ajutorul acestor momente de încastrare perfectă se pot determina eforturile suplimentare în orice tip de structură static nedeterminată formată din bare, folosind metoda deplasărilor, iar calculul este similar, indiferent dacă tendinţa de rotire γ se datoreşte precomprimării, variaţiei de temperatură, curgerii lente etc.

*

Dacă se consideră bara 1—2 (fig. 1) şi secţiunile A, B, care se găsesc la distanţa dx una de alta, şi se presupune că cele două secţiuni sînt rotite relativ cu unghiul γ, pe reazemele 1 şi 2 apar rotirile

$$\begin{aligned} \overline{\Theta}_1 &= \gamma \cdot \frac{x'}{l} \\ \overline{\Theta}_2 &= \gamma \cdot \frac{x}{l} \cdot \end{aligned} \tag{1}$$

Momentele de încastrare perfectă care rezultă în acest caz sînt

— dacă bara 1—2 este dublu încastrată

$$\begin{aligned} m_1(x) &= -\frac{6EI_0}{l^2} \cdot \frac{2c_2x' - cx}{4c_1c_2 - c^2} \cdot \gamma \cdot dx \\ m_2(x) &= -\frac{6EI_0}{l^2} \cdot \frac{2c_1x - cx'}{4c_1c_2 - c^2} \cdot \gamma \cdot dx \end{aligned} \tag{2}$$

— dacă bara este încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2

$$m_1(x) = -\frac{3EI_0}{l^2} \cdot \frac{x'}{c_1} \cdot \gamma \cdot dx \tag{3}$$

în care

c_1, c şi c_2 sînt coeficienţii lui Dischinger [1], [4]:

$$\begin{aligned} c_1 &= \frac{3}{l^3} \int_0^l \frac{I_0}{I_x} \cdot x'^2 \cdot dx \\ c_2 &= \frac{3}{l^3} \int_0^l \frac{I_0}{I_x} \cdot x^2 \cdot dx \\ c &= \frac{6}{l^3} \int_0^l \frac{I_0}{I_x} \cdot x \cdot x' \cdot dx. \end{aligned} \tag{4}$$

---

* O metodă de calcul similară se găseşte concepută în manuscrisele prof. M.D. Hangan.

** Avînd în vedere observaţia de mai înainte, prin încastrare perfectă se va înţelege o legătură care împiedică rotirea şi deplasarea transversală a barei, dar permite deplasarea longitudinală.

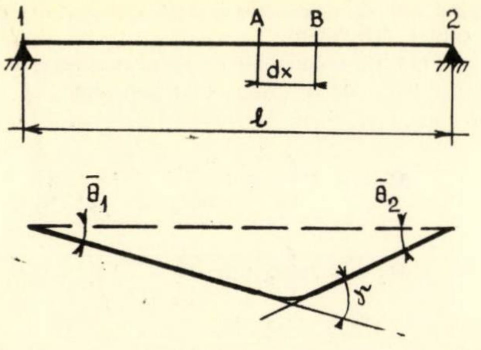


Fig. 1

În relaţiile precedente s-a notat cu I_0 valoarea momentului de inerţie minim şi s-au folosit convenţiile de semne:

— γ este pozitiv dacă întinde fibra de jos,

— momentele încovoietoare sînt pozitive dacă întind fibra de jos.

Relaţiile (2) şi (3) reprezintă liniile de influenţă ale momentelor încovoietoare din 1 şi 2 pentru o tendinţă de rotire relativă γ. Ele au variaţiile din figura 2.

Dacă în toate secţiunile cuprinse în intervalul a, b ($0 \leqslant a \leqslant x \leqslant b \leqslant l$) apar diverse rotiri relative γ, atunci momentele de încastrare perfectă devin

$$M_1 = \int_a^b m_1(x)\,dx$$

$$M_2 = \int_a^b m_2(x)\,dx$$

şi deci

— pentru bara de secţiune variabilă dublu încastrată, folosind relaţiile (2),

$$M_1 = -\frac{6\,EI_0}{l^2}\cdot\frac{2c_2\int_a^b \gamma x'dx - c\int_a^b \gamma x dx}{4\,c_1c_2 - c^2}$$

$$M_2 = -\frac{6\,EI_0}{l^2}\cdot\frac{2c_1\int_a^b \gamma x dx - c\int_a^b \gamma x'dx}{4\,c_1c_2 - c^2}; \tag{5}$$

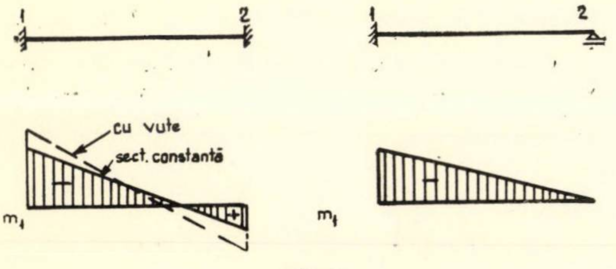


Fig. 2

— pentru bara de secţiune variabilă încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2, folosind relaţia (3),

$$M_1 = -\frac{3EI_0}{l^2}\cdot\frac{\int_a^b \gamma x'dx}{c_1}. \tag{6}$$

Dacă se notează cu S_{γ_1} şi S_{γ_2} momentele statice ale distribuţiei de rotiri γ în intervalul $a \leqslant x \leqslant b$, luate în raport 1 şi 2

$$S_{\gamma_1} = \int_a^b \gamma\cdot x\cdot dx$$

$$S_{\gamma_2} = \int_a^b \gamma\cdot x'\cdot dx \tag{7}$$

momentele de încastrare perfectă devin:

— pentru bara de secţiune variabilă dublu încastrată

$$M_1 = -\frac{6\,EI_0}{l^2}\cdot\frac{2\,c_2S_{\gamma_2} - cS_{\gamma_1}}{4\,c_1c_2 - c^2}$$

$$M_2 = -\frac{6\,EI_0}{l^2}\cdot\frac{2\,c_1S_{c_1} - cS_{\gamma_2}}{4\,c_1c_2 - c^2}; \tag{8}$$

— pentru bara de secţiune variabilă încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2,

$$M_1 = -\frac{3\,EI_0}{l^2}\cdot\frac{S_{\gamma_2}}{c_1}. \tag{9}$$

În relaţiile precedente, coeficienţii c_1, c, c_2 depind numai de geometria şi legăturile barei şi se găsesc intabulaţi [1], [4], iar mărimile S_{γ_1} şi S_{γ_2} depind de cauza care produce eforturile suplimentare (precomprimare, variaţia de temperatură, curgere lentă etc.).

*

În cazul în care se studiază eforturile suplimentare din variaţiile de temperatură pe grosimea barei

$$\gamma = \frac{\alpha\Delta t}{h_x} \tag{10}$$

în care:

α este coeficientul de dilatare termică liniară,

Δt — diferenţa de temperatură,

h_x — înălţimea secţiunii.

În acest caz, conform relaţiilor (7),

$$S_{\gamma_1} = \alpha.\Delta t\cdot\int_0^l \frac{x}{h_x}\,dx$$

$$S_{\gamma_2} = \alpha\cdot\Delta t\int_0^l \frac{x'}{h_x}\,dx. \tag{11}$$

Dacă se introduc aceste valori în relaţiile (8) şi (9), pentru diverse variaţii de secţiune întîlnite mai des în construcţiile de beton armat, se regăsesc valorile momentelor de încastrare perfectă, aşa cum sînt ele intabulate în lucrarea [7].

Pentru cazul particular al barelor de secţiune constantă, relaţiile (11) devin

$$S_{\gamma_1} = S_{\gamma_2} = \frac{\alpha.\Delta t}{h}\cdot\frac{l^2}{2}$$

şi se regăsesc cu relaţiile (8) şi (9) valorile cunoscute:

— pentru bara dublu încastrată

$$M_1 = M_2 = -\frac{\alpha\cdot\Delta t\cdot EI}{h}$$

— pentru bara încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2

$$M_1 = -\frac{1.5\,\alpha\cdot\Delta t\cdot EI}{h}.$$

Relaţiile (8) şi (9) capătă forme remarcabil de simple în cazul în care rotirea relativă γ se datoreşte precomprimării. În acest caz, dacă forţa de precomprimare P este constantă în lungul aceleiaşi bare *, dacă se notează cu e_x excentricitatea cablului echivalent [4] şi se consideră că e_x este pozitiv atunci cînd cablul echivalent se găseşte deasupra axei mediane a barei, expresia lui γ devine

$$\gamma = \frac{P \cdot e_x}{EI_x}. \tag{12}$$

Cu această valoare, dacă se consideră cazul cablului care precomprimă bara pe toată lungimea ei, relaţiile (7) devin

$$\begin{aligned} S_{\gamma_1} &= \frac{P}{E}\int_0^l \frac{e_x \cdot x}{I_x}\,dx = \frac{P}{EI_0}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\cdot e_x \cdot x \cdot dx. \\ S_{\gamma_2} &= \frac{P}{E}\int_0^l \frac{e_x \cdot x'}{I_x}\,dx = \frac{P}{EI_0}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\cdot e_x \cdot x' \cdot dx. \end{aligned} \tag{13}$$

Dacă se consideră expresia excentricităţii cablului echivalent sub forma (fig. 3)

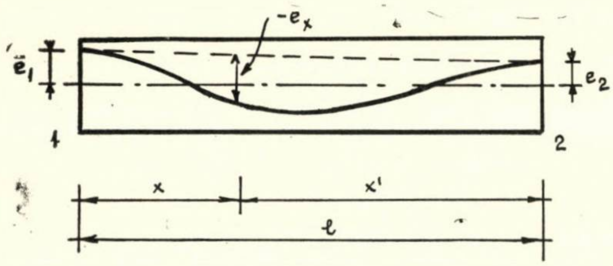


Fig. 3

$$e_x = e_1\frac{x'}{l} + e_2\frac{x}{l} + \bar{e}_x \tag{14}$$

şi se ţine seamă de notaţiile (4), relaţiile precedente devin

$$\begin{aligned} S_{\gamma_1} &= \frac{Pl^2}{6EI_0}\left(ce_1 + 2c_2e_2 + \frac{6}{l^2}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\,\bar{e}_x\,x dx\right) \\ S_{\gamma_2} &= \frac{Pl^2}{6EI_0}\left(2c_1e_1 + ce_2 + \frac{6}{l^2}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\,\bar{e}_x\,x' dx\right), \end{aligned}$$

iar ecuaţiile (8) şi (9)

$$\begin{aligned} M_1 &= -P\left(e_1 + \frac{6}{l^2}\int_0^l \frac{2c_2x' - cx}{4c_1c_2 - c^2}\cdot\frac{I_0}{I_x}\cdot\bar{e}_x\cdot dx\right) \\ M_2 &= -P\left(e_2 + \frac{6}{l^2}\int_0^l \frac{2c_1x - cx'}{4c_1c_2 - c^2}\cdot\frac{I_0}{I_x}\cdot\bar{e}_x dx\right) \end{aligned} \tag{15}$$

şi respectiv

$$M_1 = -P\left(e_1 + \frac{c}{2c_1}e_2 + \frac{3}{l^2}\int_0^l \frac{x'}{c_1}\cdot\frac{I_0}{I_x}\,\bar{e}_x\,dx\right). \tag{16}$$

Se pot folosi coeficienţi similari coeficienţilor lui Dischinger,

$$\begin{aligned} \bar{c}_1 &= \frac{6}{l^3}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\,\bar{e}_x\,x'dx < 2c_1 \\ \bar{c}_2 &= \frac{6}{l^3}\int_0^l \frac{I_0}{I_x}\,\bar{e}_x\,xdx < 2c_2 \end{aligned} \tag{17}$$

care depind atît de geometria grinzii, cît şi de traseul ales pentru cablul echivalent.

Cu aceste notaţii, momentele de încastrare perfectă devin:

— pentru bara de secţiune variabilă dublu încastrată, din (15),

$$\begin{aligned} M_1 &= -P\left(e_1 + l\,\frac{2\bar{c}_1c_2 - c\bar{c}_2}{4c_1c_2 - c^2}\right) \\ M_2 &= -P\left(e_2 + l\,\frac{2c_1\bar{c}_2 - c\bar{c}_1}{4c_1c_2 - c^2}\right); \end{aligned} \tag{18}$$

— pentru bara de secţiune variabilă încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2, din (16),

$$M_1 = -P\left(e_1 + \frac{c}{2c_1}e_2 + l\,\frac{\bar{c}_1}{2c_1}\right). \tag{19}$$

În relaţiile precedente, ultimii termeni reprezintă influenţa excentricităţii cablului faţă de traseul rectiliniu ($\bar{e}_x$ fig. 3). Se observă că influenţa acestor termeni pentru cabluri puţin curbate se poate neglija.

Momentele de încastrare perfectă stabilite mai înainte permit determinarea eforturilor suplimentare din precomprimare.

Starea de eforturi totală se obţine prin însumarea acestor eforturi suplimentare cu eforturile static determinate datorite excentricităţii cablului echivalent. Cu alte cuvinte, eforturile obţinute după deblocarea nodurilor împărţite la P reprezintă excentricitatea curbei de presiune (cablul concordant) faţă de cablul echivalent. Atunci cînd această excentricitate suplimentară rezultă negativă *, curba de presiune se găseşte dedesubtul cablului echivalent.

*

Expresiile (18) şi (19) se pot simplifica pentru anumite cazuri particulare.

a) *Cazul barelor de secţiune variabilă cu traseu rectiliniu de cablu.* În acest caz $\bar{e}_x = 0$ şi momentele de încastrare perfectă devin

— pentru bara dublu încastrată

$$\begin{aligned} M_1 &= -P\cdot e_1 \\ M_2 &= -P\cdot e_2; \end{aligned} \tag{20}$$

— pentru bara încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2

$$M_1 = -P\left[e_1 + \frac{c}{2c_1}e_2\right]. \tag{21}$$

De fapt, aceste relaţii sînt evidente, avînd în vedere că $\frac{c}{2c_1}$ este factorul de transmitere a momentului încovoietor de la 2 la 1.

b) *Cazul barelor de secţiune constantă.* În acest caz $I_x = I_0$, $c_1 = c = c_2 = 1$,

iar

$$\begin{aligned} \bar{c}_1 &= \frac{6}{l^3}\int_0^l \bar{e}_x\cdot x'\cdot dx = \frac{6}{l^3}S_{\Omega_2} \\ \bar{c}_2 &= \frac{6}{l^3}\int_0^l \bar{e}_x\cdot x\cdot dx = \frac{6}{l^3}S_{\Omega_1} \end{aligned} \tag{22}$$

unde

S_{Ω_1} şi S_{Ω_2} sînt momentele statice ale diagramei $\bar{e}_x$ (fig. 3) în raport cu 1 şi respectiv 2.

---

* Dacă forţa de precomprimare este variabilă (P_x) se poate lucra cu un cablu echivalent cu forţa de precomprimare P, excentricitatea acestuia fiind $e'_x = e_x\cdot\frac{P_x}{P}$.

* În expunere se păstrează convenţia de semne pentru momente din rezistenţa materialelor.

Momentele de încastrare perfectă devin

— pentru bara dublu încastrată

$$
\left.\begin{aligned}
M_1 &= -P\left[e_1 + \frac{2}{l^2}(2S_{\Omega_2} - S_{\Omega_1})\right]\\
M_2 &= -P\left[e_2 + \frac{2}{l^2}(2S_{\Omega_1} - S_{\Omega_2})\right];
\end{aligned}\right. \tag{23}
$$

— pentru bara încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2

$$
M_1 = -P\left(e_1 + \frac{1}{2}e_2 + \frac{3}{l^2}S_{\Omega_2}\right). \tag{24}
$$

Dacă se aproximează variaţia lui $\overline{e}_x$ cu o parabolă de gradul II simetrică

$$
\overline{e}_x = \frac{4\,\overline{e}_{max}}{l^2}\,x\,(l-x),
$$

în care s-a notat cu $\overline{e}_{max}$ valoarea lui $\overline{e}_x$ la $x = \frac{l}{2}$, atunci

$$
S_{\Omega_1} = S_{\Omega_2} = \frac{1}{3}\,\overline{e}_{max}\cdot l^2,
$$

iar momentele de încastrare perfectă devin

— pentru bara dublu încastrată

$$
\left.\begin{aligned}
M_1 &= -P\left(e_1 + \frac{2}{3}\overline{e}_{max}\right)\\
M_2 &= -P\left(e_2 + \frac{2}{3}\overline{e}_{max}\right);
\end{aligned}\right. \tag{25}
$$

— pentru bara încastrată în 1 şi simplu rezemată în 2

$$
M_2 = -P\left(e_1 + \frac{1}{2}e_2 + \overline{e}_{max}\right). \tag{26}
$$

*

Relaţiile precedente, foarte simple, permit determinarea eforturilor suplimentare din precomprimare în structurile din bare, fără a necesita tabele în plus faţă de cele existente.

Folosirea liniilor de influenţă, care necesită construirea mai multor diagrame pentru fiecare structură static nedeterminată, are însă avantajul că dă posibilitatea proiectantului să stabilească mai uşor traseul cablului, atunci cînd urmăreşte să limiteze valorile eforturilor suplimentare.

Bibliografie

[1] Agent R.: „*Metoda aproximaţiilor succesive*" Bucureşti, ESAC, 1955

[2] Albigès M. şi Bourdelles Y.: „*Étude des effets produits par les forces de precontrainte dans les systemes hyperstatiques, diagrammes d'influence*". Annales de l'Institut Technique du Batiment, oct. 1964.

[3] Celasun H.: „*Lignes d'influence des moments hyperstatiques provenant du cable de precontrainte dans les poutres continues a inertie variable*". Annales de l'Institut Technique du Batiment, oct. 1963.

[4] Hangan M. D.; „*Construcţii de beton armat*". Bucureşti, Ed. tehnică, 1963.

[5] Ionescu Ed. şi Pick Gh.: „*Determinarea momentelor static nedeterminate produse de precomprimare la grinzile continue*". Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 8/1966

[6] Maziliu P.: „*Statica construcţiilor*", Vol. II, Bucureşti, Ed. tehnică, 1959.

[7] Petcu V. : „*Asupra calculului la temperatură al construcţiilor de beton armat alcătuite din bare de secţiune variabilă*". Buletinul Institutului politehnic Bucureşti, tom XIX, 1957.

Privitor la traducerea datelor încercărilor nedistructive în rezistenţe ale betonului

Dr. ing. Ida Dumitrescu

I. S. P. H.

Spre deosebire de încercările de rupere a epruvetelor de control, ale căror rezultate reflectă calitatea betonului marfă, încercările nedistructive permit a se obţine informaţii asupra betonului din construcţie. Interpretarea acestor informaţii însă, în cadrul convenţiilor existente, nu poate fi făcută decît prin traducerea lor în rezistenţe mecanice. De aceea, elucidarea condiţiilor în care această operaţie se poate realiza în mod optim a constituit una din preocupările de primă importanţă ale cercetărilor în domeniul încercărilor nedistructive.

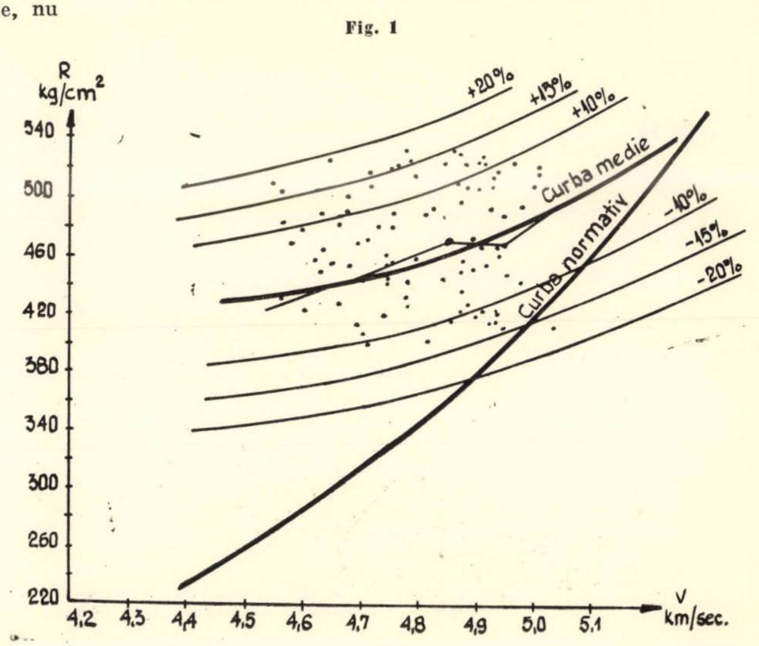
Între cele două categorii de mărimi — caracteristici măsurate prin metode nedistructive şi rezistenţe la compresiune ale betonului — nu există o relaţie funcţională univocă, ci numai o corelaţie statistică, deoarece factorii tehnologici (compoziţia betonului, proprietăţile componenţilor, condiţiile de tratare şi păstrare etc.) le influenţează în moduri diferite.

Admiţînd că aparatura folosită are precizia necesară, exactitatea rezultatelor privind rezistenţa la compresiune a betonului, determinată prin încercări nedistructive, este condiţionată de exactitatea relaţiei $R_b = f(x_i)$, x_i fiind caracteristica măsurată. Ca urmare, singurul mod de a acţiona în vederea obţinerii unor rezultate cît mai apropiate de realitate constă în ameliorarea exactităţii relaţiei pe baza căreia se trece de la datele încercării nedistructive la rezistenţa la compresiune a betonului. Pentru aceasta există mai multe posibilităţi.

1. **Utilizarea unei curbe etalon stabilite experimental**

Cea mai simplă rezolvare a problemei o reprezintă utilizarea unei curbe etalon stabilite experimental pentru un anumit tip de beton, la o anumită vîrstă de încercare. Această

Fig. 1



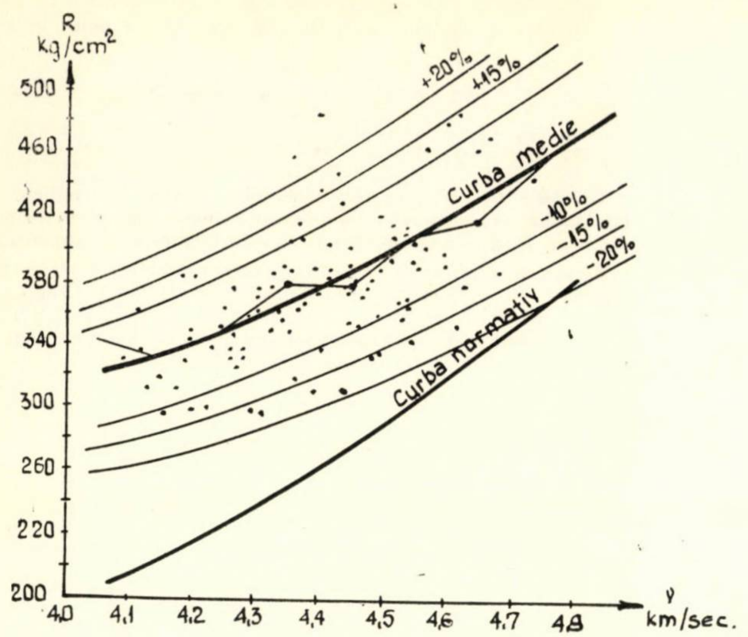


Fig. 2

metodă nu poate fi folosită decît în cazul unei construcţii noi, pentru care s-a prevăzut din timp efectuarea unor încercări nedistructive sau în cazul fabricilor de prefabricate, la încercările de control de calitate ale producţiei. În cazul unei construcţii vechi, pentru stabilirea unei curbe etalon este necesar să se scoată un număr suficient de carote, ceea ce este în general dificil de realizat.

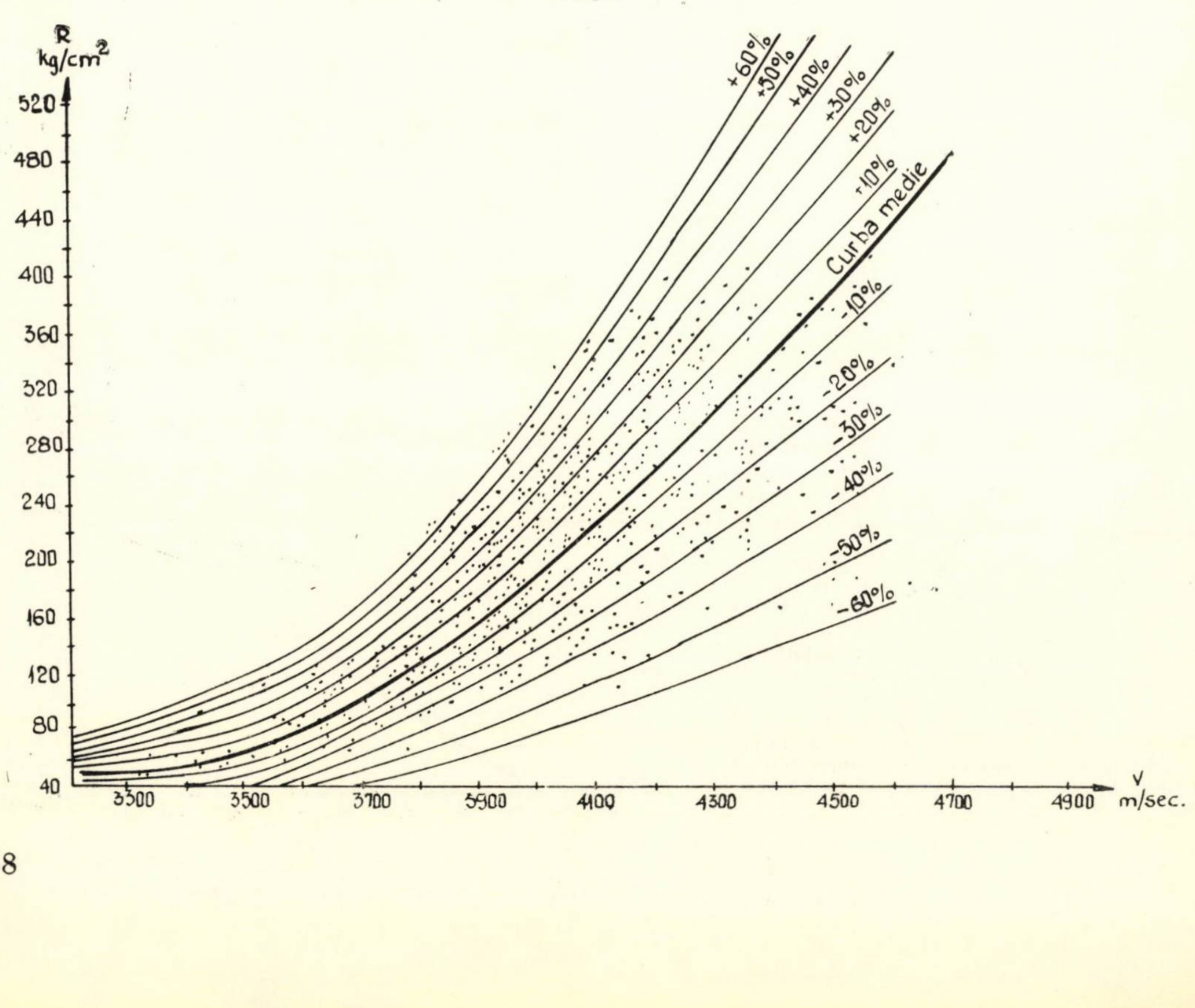
În ceea ce priveşte exactitatea relaţiei $R_b = f(x_i)$ pentru un tip de beton dat, este necesar să se atragă atenţia asupra următorului aspect. Dacă se determină curba etalon pe baza unui beton preparat în laborator, dispersia rezultatelor apare suficient de redusă. În aceste condiţii, încercările făcute la I.S.P.H. au arătat că se obţin abateri faţă de curba medie, avînd o medie practică între 5—8% pentru măsurători cu ultrasunete sau variind între 6—12% (în funcţie de dozajul de ciment) la încercări cu sclerometrul. În realitate însă, betonul pus în operă în construcţie nu provine dintr-o singură şarjă, ci dintr-o serie de şarje, preparate la un anumit interval de timp, care se deosebesc unele de altele. Variaţia caracteristicilor tehnologice ale betonului, care depinde de condiţiile de realizare a lucrărilor de beton şi de durata acestora, antrenează variaţia parametrilor relaţiei $R_b = f(x_i)$ şi ca urmare afectează exactitatea rezultatelor obţinute.

Pentru a ilustra gradul de exactitate al relaţiei $R_b = f(x_i)$ pentru un anumit tip de beton, cu variaţiile lui de compoziţie inerente unui şantier, sînt date în graficele 1 şi 2 rezultatele măsurătorilor cu ultrasunete făcute pe cuburi de probă — prelevate din producţia de beton, pe interval de cca 2 luni — pentru betonul barajului Vidraru (Argeş) şi al barajului Strîmtori (Firiza).

În primul caz, rezultatele se amplasează într-un domeniu de variaţie faţă de curba medie de ±18%, cu o medie patratică a abaterilor de 9,82%. Pentru betonul barajului Strîmtori, domeniul de variaţie a rezultatelor a fost ± 20%, iar abaterea medie patratică 10%. Este de subliniat faptul că aceste rezultate au fost obţinute în cazul unor şantiere de înaltă tehnicitate, unde betonul a fost preparat cu agregate sortate şi spălate în fabrici, cu dozare gravimetrică şi unde întreg procesul de preparare a betonului a fost supus unui control riguros. În alte condiţii, dispersia rezultatelor poate fi mai mare.

De exemplu, la construcţia centralei subterane de la U.H.E. Gh. Gheorghiu-Dej, unde fabricarea betonului, deşi nu a stat în centrul atenţiei ca la construcţia barajului, a avut totuşi asigurate condiţii superioare celor existente în general pe alte şantiere, domeniul de variaţie faţă de curba medie a

Fig. 3



rezultatelor a fost de ± 33%, cu o abatere medie patratică de 13,9%. Încercările au fost de asemenea făcute pe cuburi de probă curente, prelevate din producţia pentru centrală pe un interval de circa 2 luni.

2. Utilizarea curbelor $R_b = f(x_i)$ cu parametri variabili

O a doua cale de mărire a exactităţii rezultatelor privind rezistenţa betonului, determinată pe baza datelor încercărilor nedistructive, este reflectarea în relaţia $R_b=f(x_i)$ a influenţei acelor factori a căror variaţie afectează sensibil parametrii acestei relaţii. În acest mod, pentru un anumit tip de beton, ale cărui date tehnologice sînt cunoscute, se poate stabili, din familii de curbe existente, curba corespunzătoare. Capacitatea de ameliorare pe această cale a exactităţii în interpretarea datelor încercărilor nedistructive depinde de numărul factorilor luaţi în considerare şi de extensia bazei datelor experimentale folosite în activitatea preliminară de stabilire a familiei de curbe $R_b = f(x_i)$.

Acest mod de rezolvare este indicat în „Normativul pentru încercarea betonului cu ultrasunete" şi de „Normativul pentru încercarea betonului cu sclerometrul" privind măsurătorile pe construcţiile pentru care nu există o curbă etalon stabilită experimental.

Comparînd între ele curbele calculate pe baza normativului menţionat şi cele obţinute experimental, în cazurile barajelor Vidraru şi Strîmtori (fig. 1 şi 2) se constată că diferenţele sînt apreciabile. Fără îndoială că aici şi-au spus cuvîntul o serie de elemente care nu au putut fi luate în consideraţie la determinarea curbei, precum : natura agregatului, granula de mărime maximă (120 mm la Vidraru şi 70 mm la Strîmtori), plastifianţii utilizaţi etc. Aşadar, limitarea domeniului de utilizare a curbelor precalculate, prevăzută de normativ, este pe deplin justificată.

3. Utilizarea măsurătorilor complexe

Dificultatea traducerii datelor obţinute prin încercări nedistructive este şi mai mare în cazul în care nu există nici un fel de date privind caracteristicile tehnologice ale betonului din construcţia cercetată. În această situaţie, o ameliorare a exactităţii rezultatelor se poate obţine prin utilizarea simultană a două sau mai multor caracteristici ale betonului, determinate cu metode nedistructive (viteza ultrasunetelor, amortizarea acestora, indice sclerometric etc.).

Analizînd premisele teoretice ale efectelor pozitive ce decurg din acest procedeu, în cazul încercărilor complexe cu ultrasunete şi sclerometru, se impun atenţiei următoarele aspecte :

— Factorii tehnologici ai betonului influenţează în măsuri diferite parametrii relaţiei $R_b = f(x_i)$ pentru diversele tipuri de încercări nedistructive. Astfel, de exemplu, la măsurătorile cu ultrasunetul, agregatele au o influenţă covîrşitoare asupra parametrilor relaţiei $R_b = f(v)$, pe cînd la măsurătorile cu sclerometrul această inflenţă este practic insensibilă. În schimb, variaţia tipului de ciment este mai puternic resimţită în cazul măsurătorilor cu sclerometrul decît în cel al măsurătorilor cu ultrasunete.

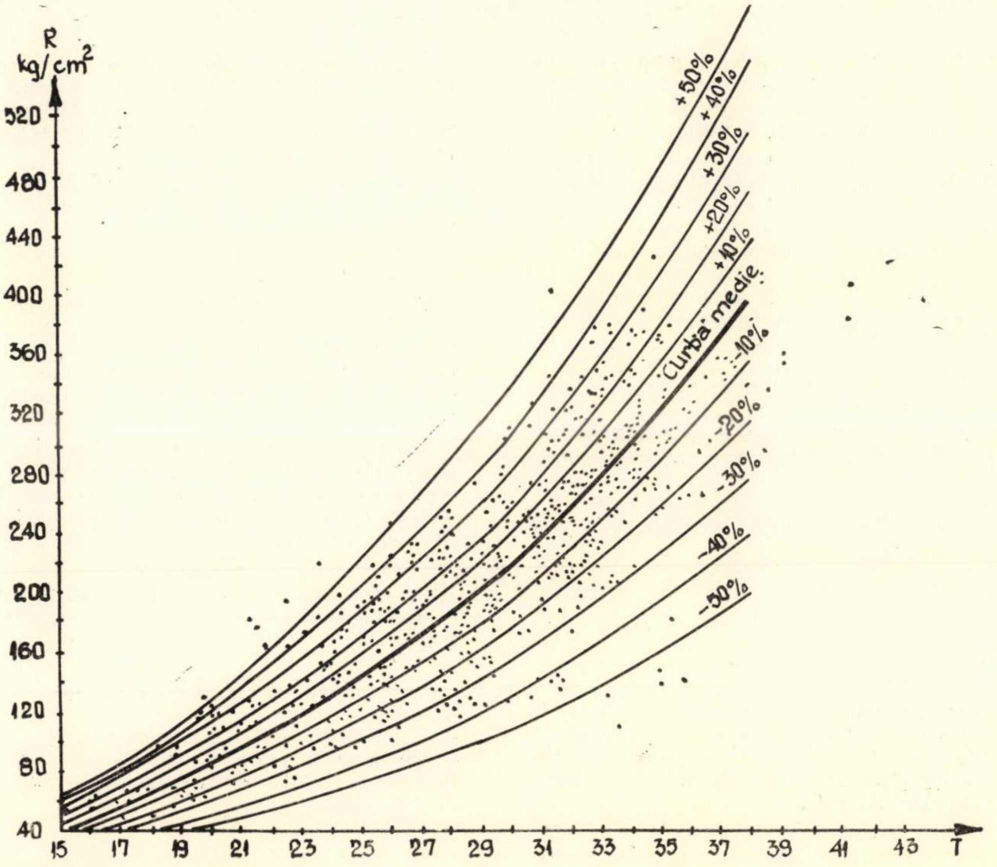
— Există un factor a cărui influenţă este puternică şi dificil de luat în consideraţie în cazul fiecăreia din cele două metode şi anume umiditatea betonului. Dat fiind însă că umiditatea influenţează în sens invers măsurătorile cu ultrasunete faţă de cele cu sclerometrul, folosindu-le împreună se poate exclude în bună măsură această influenţă.

— Se constată în cazul măsurătorilor cu sclerometrul o creştere a dispersiei rezultatelor o dată cu scăderea mărcii betonului ; în cazul măsurătorilor cu ultrasunete nu apare acest fenomen.

Ca urmare, temperîndu-se influenţa anumitor factori şi anihilîndu-se cea a altora, prin utilizarea încercărilor nedistructive combinate — sclerometru şi ultrasunete — se poate obţine o ameliorare a exactităţii rezultatelor privind rezistenţa betonului, chiar la măsurători pe construcţii la care nu există date privind caracteristicile tehnologice ale betonului.

Pentru a pune în evidenţă eficacitatea utilizării măsurătorilor combinate — ultrasunete şi sclerometru — s-au prelucrat rezultatele obţinute pe un număr de 734 de probe de diferite vîrste (7, 28 şi 90 de zile), reprezentînd o mare varietate de tipuri de beton. Astfel, agregatele au fost de

Fig. 4



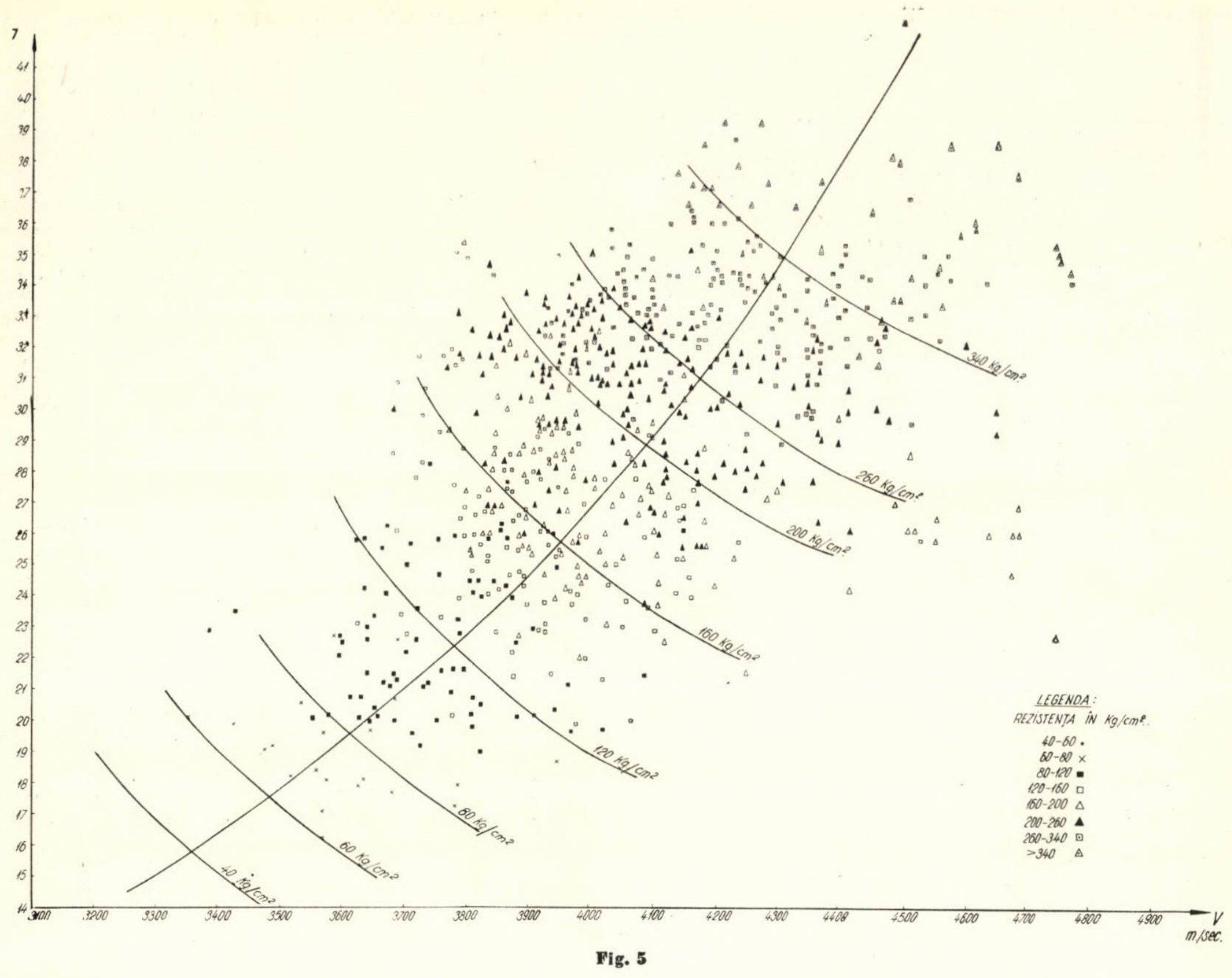


Fig. 5

diferite proveniențe și diverse compoziții granulometrice, dozajele de ciment au variat între 150 kg/m³ și 350 kg/m³, iar cimenturile au fost de următoarele sorturi : M400, P400, A, T 25, HZ (ciment hidrotehnic cu zgură).

Pentru toate aceste cuburi de probă s-au determinat viteza ultrasunetelor și indicele sclerometric, precum și rezistența la compresiune a betonului. Pe baza datelor obținute s-au constituit curbele medii $R_b = f(v)$ și $R_b = f(T)$, calculîndu-se media patratică a abaterilor relative față de fiecare curbă (fig. 3 și 4). Totodată s-au construit în cîmpul viteză — indice sclerometric curbe de egală rezistență, pentru care de asemenea s-a calculat media patratică a abaterilor (fig. 5).

S-au obținut următoarele rezultate :

Media patratică a abaterilor relative (%) față de

Curba $R_b - V$ σ_1	Curba $R_b - T$ σ_2	Curbe de egală rezistență în cîmpul $V - T$ σ
28,30	20,50	15,43

Se observă că abaterea medie patratică este mai mare în cazul măsurătorilor cu ultrasunete decît în al celor cu sclerometrul, ceea ce indică o sensibilitate mai accentuată la variația caracteristicilor tehnologice ale betonului a relației $R_b = f(v)$ decît a relației $R_b = f(T)$.

În cazul măsurătorilor combinate — ultrasunete și sclerometru — s-a obținut o reducere sensibilă a dispersiei rezultatelor, ilustrată prin reducerea mediei patratice a abaterilor relative de la 28,30 % (ultrasunete) și 20,50 % (sclerometru) la 15,43 %.

Aceasta indică oportunitatea utilizării combinate a celor două metode nedistructive pentru a mări exactitatea rezultatelor privind rezistența la compresiune a betonului, atunci cînd asupra betonului din construcție nu se dețin nici un fel de informații.

Fără îndoială că utilizarea măsurătorilor combinate poate contribui la ameliorarea exactității rezultatelor și în condițiile existenței unor curbe etalon $R_b = f(v)$ și $R_b = f(T)$ pentru betonul supus încercărilor sau în cazul utilizării relațiilor cu parametri variabili, la încercarea unor construcții al căror beton are caracteristici tehnologice cunoscute.

Dat fiind că încercările nedistructive combinate au arătat posibilități reale în ameliorarea exactității rezultatelor privind rezistența betonului, continuarea cercetărilor în această direcție se impune ca o sarcină actuală, răspunzînd necesităților de perfecționare a metodelor nedistructive.

Notă. Incercările au fost efectuate la secția de încercări a I S P H La prelucrarea datelor au luat parte ing. L. Lefter și matematician I. Catană.

Bibliografie

[1] *** *Normativ pentru încercarea betonului cu ultrasunete.*

[2] **Dumitrescu I., Lefter L.,**: *Folosirea metodelor nedistructive pentru determinarea proprietăților fizico-mecanice ale betonului. Referat intern I S P H, 1965.*

Încălzirea electrică a betonului în cofraje glisante

Ing. Ariadna Boghian
Institutul politehnic Iaşi

Industrializarea construcţiilor prin mecanizarea din ce în ce mai complexă a lucrărilor, prin aplicarea pe scară tot mai largă a prefabricatelor şi prin introducerea sistemelor noi constructive asigură în mare măsură continuitatea execuţiei pe timpul iernii. Totuşi, pe şantier se întîmpină încă dificultăţi în execuţia pe timp de iarnă a betoanelor. De aceea, realizarea pe timp de iarnă a structurilor de beton monolit, cît şi a îmbinărilor prin beton de monolitizare a structurilor din prefabricate prezintă probleme ce preocupă intens pe constructori.

O măsură pentru a rezolva problemele aferente execuţiei betoanelor pe timp de iarnă constă în încălzirea betonului, atît pentru a evita îngheţarea lui, cît şi pentru a-i asigura o întărire accelerată.

Printre procedeele cunoscute de încălzire a betonului, un interes deosebit îl prezintă încălzirea electrică, procedeu nou şi încă puţin cunoscut în ţara noastră. Cu tot preţul ridicat actual al caloriei electrice, se poate prevedea că, în anii următori, încălzirea electrică a betoanelor va lua o mare dezvoltare, date fiind avantajele acestui procedeu.

În ţara noastră, încălzirea electrică a betonului s-a aplicat pînă în prezent la îmbinările de monolitizare a elementelor prefabricate de beton armat, la care tratamentul termoelectric se dovedeşte foarte raţional.

Recent însă, procedeul încălzirii electrice a betonului s-a aplicat cu bune rezultate şi la executarea unui castel de apă realizat în cofraje glisante în cadrul complexului feroviar din Baia-Mare, cu asistenţa catedrei de beton armat de la Institutul politehnic din Iaşi.

Reuşita acestei experienţe, precum şi avantajele rezultate prezintă interes şi pot fi luate în consideraţie în vederea extinderii procedeului. În cele ce urmează se prezintă rezultatele obţinute cu ocazia experimentării.

Construcţia la care ne referim este un castel de apă de beton armat de 200 m³ capacitate, proiect tip ISCAS. Turnul de susţinere a rezervorului este cilindric, avînd înălţimea de 29,20 m, diametrul interior de 4,44 m şi grosimea peretelui de 15 cm (fig. 1).

Glisarea sau avansarea betonării este mult îngreuiată în cazul temperaturilor scăzute, iar betonarea în cofraje glisante la temperaturi negative este imposibilă fără încălzirea betonului, astfel încît să se asigure întărirea acestuia, necesară glisării.

În mod obişnuit, pentru o mai uşoară glisare şi pentru protejarea lemnului din cofraje, acestea se căptuşesc cu tablă. Dacă căptuşelile de tablă sînt adaptate ca formă şi suprafaţă conform datelor rezultate din calculul termoelectric şi sînt legate la o sursă de curent electric, ele îndeplinesc funcţia de electrozi (fig. 2). Betonul proaspăt turnat între aceste cofraje-electrozi, datorită apei în care sînt dizolvate sărurile de ciment, permite formarea unui curent între electrozi, iar masa de beton, datorită rezistenţei pe care o opune trecerii curentului electric, se încălzeşte treptat şi uniform. Aceasta este principiul procedeului aplicat, care, pe lîngă simplitate, este uşor realizabil, economic în cazul încălzirii betonului în cofraje glisante şi asigură continuitatea execuţiei în ritmul, aproape normal, din timpul verii. În cazul descris, glisarea pe o înălţime de 29,20 m a durat 12 zile, realizîndu-se deci o viteză de glisare de 10 cm/h.

Sistemul de încălzire s-a proiectat în concordanţă cu normele şi prescripţiile în vigoare privind tratarea termică a betonului. Datele de calcul se prezintă în tabela 1.

Regimul şi ciclul termic au fost astfel stabilite încît să se asigure betonului, la finele ciclului termic, o rezistenţă la compresiune egală cu 50 % din marca proiectată.

Din figura 3, reprezentînd creşterea rezistenţei betoanelor în timp la temperatura de +15°C, rezultă că betonul confecţionat cu ciment RIM atinge 50 % din marcă la 36 ore după turnare, iar cel cu ciment PZ 400, la 96 ore. După realizarea acestor rezistenţe, temperaturile negative nu mai provoacă modificări structurale în beton.

Durata de încălzire crescîndă, stabilită la 7 ore, determină, în cazul unei viteze de glisare de 10 cm/h, limitarea lăţimii tablei-electrod la 70 cm. Pentru a menţine cît mai mult timp căldura acumulată de beton, se aplică în prelungirea cofrajului glisant o protecţie din folie dublă de polietilenă de circa 1,00 m lăţime (fig. 4)

Se realizează astfel o zonă caldă de 2,20 m înălţime, corespunzînd unui ciclu termic cu durata totală de 22 ore, din care prima parte, de 7 ore (0,70 m), este perioada de încălzire activă (cu ridicarea temperaturii), iar a doua parte, de 15 ore, este perioada de conservare a temperaturii, constituită din 5 ore menţinerea în cofraj pe o înălţime de 0,50 m şi 10 ore izolaţie termică suplimentară, obţinută prin protecţia cu folii de polietilenă pe înălţimea de 1,00 m.

În tabela 1 sînt arătate temperaturile medii realizabile în zonele descrise, precum şi echivalenţa lor în ore, cu temperatura etalon de 15°C.

În regimul proiectat se realizează 36 ore echivalente în cazul betonului confecţionat cu ciment RIM şi 72 ore echivalente în cazul betonului cu ciment PZ 400, ceea ce asigură 50%, respectiv 45% din marcă.

Pentru realizarea unui regim termic mai eficace s-a studiat, în condiţiile limitate de particularităţile cofrajului glisant, menţinerea temperaturii ridicate a betonului. Aceasta se poate realiza printr-o a doua zonă de încălzire (repetată), aplicînd o a doua căptuşeală de tablă, legată la aceeaşi sursă de curent electric (linia punctată din fig. 4). În tabela 1 sînt arătate în continuare cantităţile de căldură necesare în cele patru ipoteze, ţinînd seamă şi de pierderile prin cofraj, respectiv prin contactul continuu cu straturile de beton mai reci, proaspăt turnate. Sînt arătate, de asemenea, puterea electrică echivalentă căldurii necesare, tensiunea curentului alternativ folosit — 50 volţi constant în toate cazurile — uzual la transformatoarele de sudură, intensita-

Fig. 1. Turnul castelului în timpul glisării

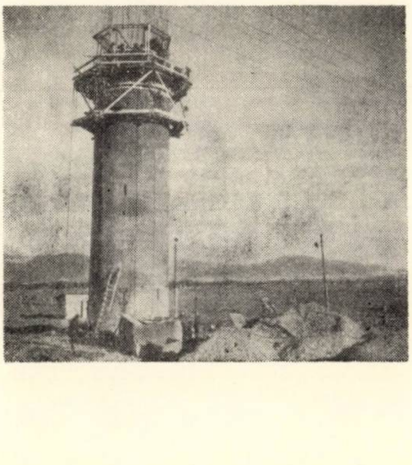


Fig. 2. Poziţia electrodului în cofraj

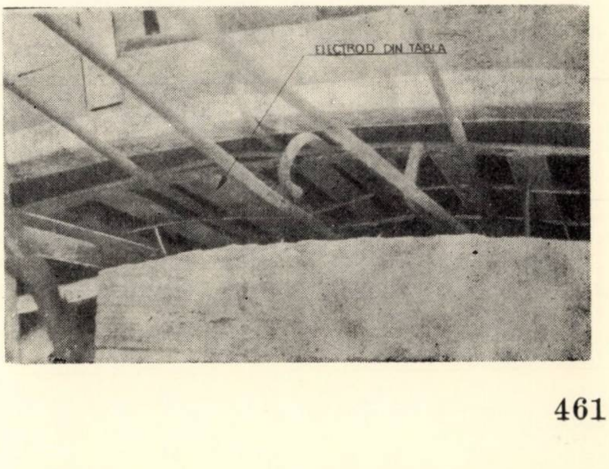


Tabela 1

Datele considerate în calcul	Beton cu ciment RIM		Beton cu ciment PZ 400		Obs.
	Încălzire simplă	Încălzire repetată	Încălzire simplă	Încălzire repetată	
1	2	3	4	5	6
Temperatura exterioară, în °C	−10	−10	−10	−10	
Temperatura betonului proaspăt la turnare, în °C	+5	+5	+5	+5	
Temperatura maximă de încălzire, în °C	+40	+40	+60	+65	
Durata de încălzire, în h	7	7+2	7	7+2	
Creşterea temperaturii, în °C/h	5	5	8	8	
Temperatura betonului la finele fazei de păstrare, în °C	10	20	30	45	
Temperatura medie în faza I, în °C/h	$\frac{22,5}{7}$	$\frac{22,5}{7}$	$\frac{32,5}{7}$	$\frac{32,5}{7}$	A se vedea figura 4
Temperatura medie în faza II, în °C/h	$\frac{25}{15}$	$\frac{35}{3}$	$\frac{45}{15}$	$\frac{37}{3}$	
Temperatura medie în faza III, în °C/h	—	$\frac{35}{2}$	—	$\frac{57,5}{2}$	
Temperatura medie în faza IV, în °C/h	—	$\frac{30}{10}$	—	$\frac{55}{10}$	
Echivalent ore cu 15 °C, în h	36	48	72	96	
Rezistenţa cubică a betonului la finele regimului termic, în %R28	50	55	45	50	
Volum de beton încălzit, în m³	1,5	1,5	1,5	1,5	
Căldura necesară pentru încălzire, în kcal	49 000	52 000	77 000	86 000	
Căldura orară necesară, în kcal/h	7 000	7 450	11 000	12 200	
Puterea electrică necesară, în kW	8,1	8,6	12,8	14,2	
Tensiunea curentului, în V	50	50	50	50	
Intensitatea rezultată, în A	162	172	255	285	
Consum de energie electrică, în kW/m²	38	45	60	66	

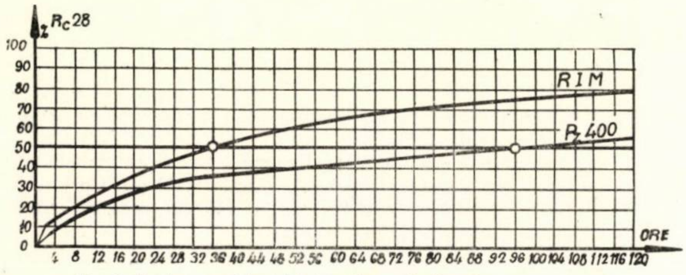


Fig. 3. Creşterea rezistenţei betoanelor confecţionate cu ciment RIM, ciment PZ 400, în funcţie de timp

tea necesară — reglabilă la toate transformatoarele de sudură şi consumul de energie electrică pe m³ de beton.

Rezultă că cea mai economică variantă este aceea de încălzire într-o singură treaptă a betonului confecţionat cu ciment RIM, aceasta necesitînd cel mai mic consum de energie electrică. Pentru aplicare s-a ales deci această soluţie.

Realizarea constructivă este arătată în figura 5.

Electrozii sînt alcătuiţi din tablă galvanizată de 0,5 mm grosime, aplicaţi pe feţele interioare ale celor două cofraje. Pe cofrajul interior, tabla este continuă, iar pe cel exterior, tăiată în fîşii de 5 cm, alternînd din 5 în 5 cm. Continuitatea foilor de tablă nu s-a asigurat prin cositorire, pentru a nu crea asperităţi pe faţa tablei, aceasta îngreuind glisarea. Asigurarea unei alimentări uniforme cu electricitate s-a realizat prin contacte, din metru în metru, accesibile pentru a putea fi controlate. Pe platformă s-au montat în circuitul secundar de alimentare aparatele de măsurarea tensiunii şi a intensităţii curentului, precum şi siguranţele cu mîner. Transformatorul folosit este un transformator de sudură cu curent alternativ, cu puterea de 19,5 kW, cu două trepte de tensiune : 50 şi 65 V. S-a lucrat cu treapta de 50 V. Transformatorul alimentat de la reţeaua de curent de 380 V a şantierului a fost amplasat la baza construcţiei, curentul transformat fiind condus prin cablul de sudură atîrnat de platforma cofrajului glisant şi legat aici la tabloul cu siguranţe şi aparate.

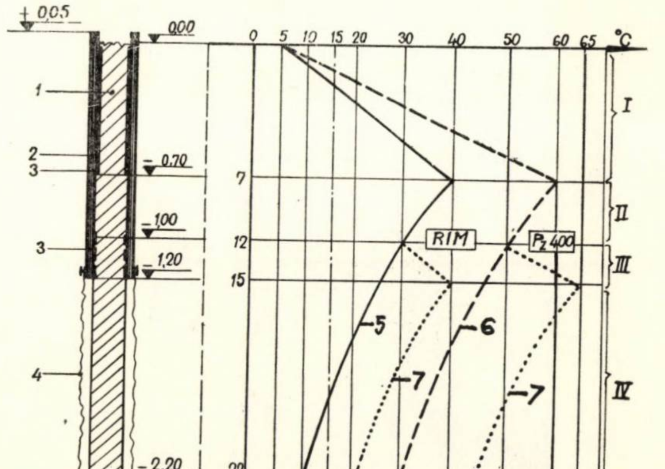
În circuitul primar al transformatorului s-au intercalat siguranţele corespunzătoare şi un întrerupător heblu.

Pentru evitarea contactelor între cofrajele-electrozi şi armătura de beton, s-au montat pe cofraje, din 50 în 50 cm, bastoane izolatoare de lungimea corespunzătoare căptuşelii de tablă, confecţionate din oţel-beton ∅ 10 mm îmbrăcat cu tub PVC, avînd 11 mm diametrul interior şi 13 mm cel exterior. Aceste bastoane izolatoare au şi rol de distanţieri pentru armătură în raport cu faţa cofrajului.

Din punctul de vedere al protecţiei muncii — în legătură cu lucrul pe platformă la tensiunea de 50 V — s-a luat măsura de a echipa muncitorii cu cisme de cauciuc. De altfel, curentul electric, la atingerea cu mîna a be-

Fig. 4. Variaţia temperaturii betonului în timpul tratării termice

1 — beton; *2* — cofraj; *3* — electrozi; *4* — folie de polietilenă; *5* — curba regimului termic la beton cu ciment RIM; *6* — curba regimului termic la beton cu ciment PZ 400; *7* — încălzirea repetată; I, II, III, IV — fazele tratamentului termic



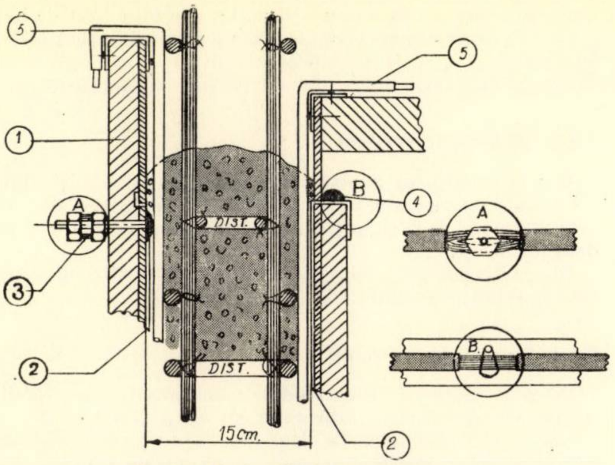
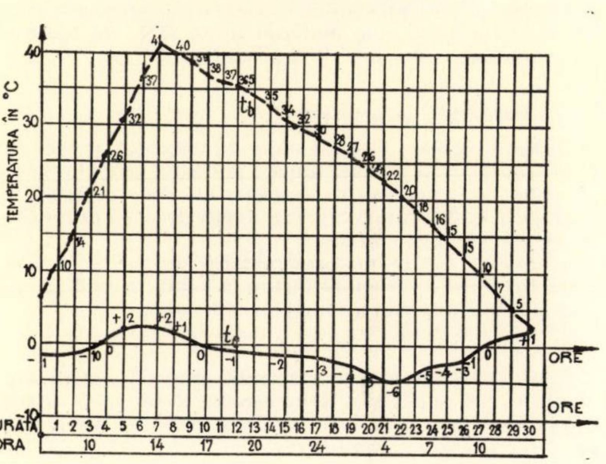


Fig. 5. Schema cofrajului cu electrozi

1 – cofraj exterior; *2* – electrod de tablă galvanizată de 0,5 mm; *3* – borna nul de curent; *4* – borna fază de curent; *5* – baston-distanţier Ø 13 mm

Fig. 6. Variaţia temperaturii betonului (t_b) şi a temperaturii aerului exterior (t_e) în timpul tratării termice.



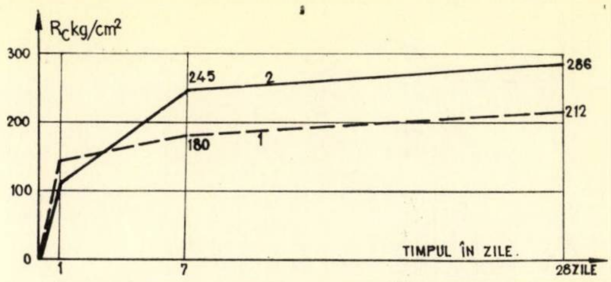


Fig. 7. Variația rezistenţei betonului la compresiune

1 – construcţie; *2* – pe epruvete

tonului proaspăt turnat între electrozi, respectiv a armăturii libere, a fost foarte slab perceptibil.

În urma pregătirilor descrise, glisarea a început la data de 14 noiembrie şi a durat, fără întrerupere, pînă la 25 noiembrie. Începînd din 19 noiembrie, temperatura a coborît sub 0°C, variind între 0° şi 10°C în toată perioada, pînă la terminare. În această perioadă, încălzirea a fost aplicată continuu, asigurînd întărirea strict necesară a betonului şi continuarea normală a glisării în ritmul de 10 cm/h.

În timpul execuţiei s-au măsurat tensiunea şi intensitatea curentului, consumul real de energie electrică, temperatura exterioară şi cea interioară din beton (fig. 6) şi s-a verificat rezistenţa betonului la diferite vîrste (fig. 7). Datele înregistrate confirmă, cu mici variaţii, cifrele rezultate din calcul.

Cu toate că execuţia descrisă poate fi considerată reuşită, metoda aplicată necesită totuşi îmbunătăţirea randamentului instalaţiei, deoarece intensitatea reală a curentului consumat a fost de 200 A (în loc de 160) datorită legăturilor imperfecte dintre conductori şi electrozi.

Costul aplicării acestui procedeu rezultă din consumul de curent electric înregistrat, care revine la 50 kWh/m³. Adăugînd la costul acestuia chiria transformatorului electric şi costul instalării, aplicarea acestui procedeu de încălzire duce la un spor de preţ de 25 lei pe m³, respectiv de 1 500 lei la întregul volum de 60 m³ al turnului castelului de apă. Această cheltuială reprezintă mai puţin de 1 % din valoarea întregii construcţii.

Metode pentru executarea de ecrane de etanşare a aluviunilor permeabile

Ing. T. Abramescu şi ing. Al. Avram
I. S. P. I. F.

1. GENERALITĂŢI

În cele ce urmează, vor fi prezentate experimentările definitive privind metoda de executare a ecranelor de etanşare a aluviunilor permeabile cunoscută în literatura de specialitate sub denumirea de ETF (în Franţa) sau ETMO (în R.F. a Germaniei) şi experimentarea preliminară a unui procedeu românesc pentru impermeabilizarea şi consolidarea terenurilor şi pentru fundarea în adîncime (A–A).

Toate experimentările menţionate au fost realizate integral în cadrul Institutului de studii şi prospecţiuni pentru îmbunătăţiri funciare.

Metoda ETF – ETMO a constituit în acelaşi timp una din temele planului dezvoltării tehnice al Departamentului Îmbunătăţirilor Funciare, pe anul 1967.

2. METODA ETF – ETMO

2.1. Scurt istoric – Principiul metodei – Domeniul de aplicabilitate

Această metodă de executare a ecranelor a fost iniţiată în cadrul Societăţii Études et Travaux de Fondations din Toulouse–Franţa, în anul 1959 şi dezvoltată ulterior în colaborare cu firma Moll din München – R.F. a Germaniei.

În principiu, metoda de lucru constă în baterea în aluviuni a unei serii de grinzi metalice recuperabile, în formă de I, cît mai apropiate; aceste grinzi sînt extrase succesiv din pămînt, injectîndu-se în golul rămas un amestec fluid special, constituit din apă, argilă şi ciment şi apoi din nou rebătute în continuarea ecranului de executat. După întă-

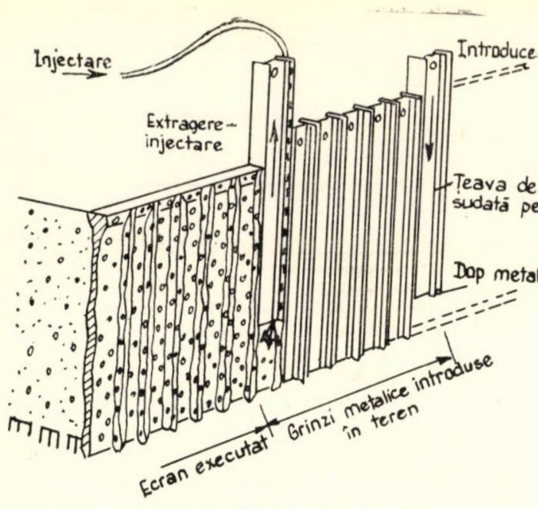

Injectare
Introducere
Extragere - injectare
Țeava de injecție sudată pe grindă
Dop metalic
Grinzi metalice introduse în teren
Ecran executat

Fig. 1. Schema de principiu a metodei de lucru

rirea amestecului injectat sub presiune, în pămînt se formează un perete-ecran subțire — minimum 4 cm — continuu și impermeabil.

Schema de principiu a metodei de lucru este redată în figura 1.

Datorită avantajelor de ordin tehnic și economic față de impermeabilizarea clasică prin palplanșe, piloți secanți, pereți din panouri de beton armat etc., numai în primii doi ani după experimentare s-au realizat ecrane subțiri însumînd peste 40 000 m². Astfel, pentru impermeabilizarea terenului de fundație al unor diguri de 3—6 m înălțime de pe Dunărea superioară (R.F. a Germaniei) s-au executat asemenea ecrane pînă la adîncimi cuprinse între 5 și 9 m.

Dintre aplicațiile posibile ale acestei metode, în lucrări cu caracter definitiv sau provizoriu, se menționează :

— impermeabilizarea aluviunilor de sub diguri și baraje ;

— protejarea malurilor rîurilor sau canalelor, eventual și a șoselelor, căilor ferate etc. ;

— incinte impermeabile în jurul excavațiilor adînci în terenuri de fundații aluvionare și acvifere ;

— impermeabilizarea și protejarea terenurilor de fundație ușor inundabile, în cazul inoportunității adoptării metodelor clasice etc.

2.2. Utilajele folosite în faza de experimentare

Se vor prezenta utilajele principale efectiv folosite în faza experimentărilor definitive, încheiate la finele anului 1967. Firmele străine specializate în executarea ecranelor impermeabile subțiri posedă instalații complexe construite special în acest scop.

2.2.1. — Grinzile metalice speciale

S-au construit și folosit șase grinzi metalice cu lungimea de 6,5 m fiecare. Secțiunea lor transversală este arătată în figura 2. Profilul inițial (I 400/300 mm) a fost modificat în mod corespunzător, prin :

— îngroșarea inimii profilului pînă la minimum 40 mm ;

— sudarea pe întreaga lungime a unei țevi de injecție cu diametrul 50/32 mm ;

— ascuțirea părții inferioare a grinzilor pe circa 20 cm înălțime ;

— practicarea unui orificiu cu diametrul de 65 mm la partea superioară a grinzilor, pentru un bolț metalic cu care se asigură cuplarea la agregatul de batere-extragere.

Volumul total al unei grinzi este echivalent cu circa 200 litri, iar greutatea este de circa 1 330 kg.

În mod obișnuit, se utilizează minimum șapte grinzi metalice (fig. 3).

2.2.2. Agregatul de batere — extragere (fig. 4)

S-a folosit vibrosoneta VVPS 20/11, de fabricație sovietică, pusă la dispoziție de INCERC — București. Acest agregat, echipat cu un motor termic de 80 cp, poate introduce prin vibrare în teren elemente metalice sau de beton armat cu lungimea maximă de 6,5 m și greutatea de 1 500 kg. În practică se pot folosi vibrosonetele VP. 1 sau, preferabil, sonetele mecanice obișnuite de gabarit corespunzător.

2.2.3. Malaxorul vertical

Pentru realizarea amestecului din apă, argilă și ciment s-a folosit un malaxor vertical cu palete rotative și capacitate utilă 500 de litri, acționat de un motor termic independent de 6 cp.

În practică se pot utiliza și betoniere obișnuite de capacitate potrivită ritmului de lucru.

2.2.4. Pompa de torcretat

Pentru injectarea amestecului menționat s-a folosit o pompă de torcretat de fabricație sovietică (INO — 78 — 2), avînd capacitatea utilă de circa 125 litri (ceea ce a reprezentat o capacitate insuficientă față de ritmul de lucru). Acest agregat poate fi înlocuit prin orice pompă potrivită pentru fluide dense, cu debite continue de 80 — 100 l/min și presiuni de pompare de maximum 10 atmosfere.

2.2.5. Compresorul de aer

Pentru crearea presiunilor necesare injectării amestecului în teren s-a folosit un motocompresor TN—45 cp, capabil să comprime aerul pînă la 6 atmosfere.

2.2.6. Furtunuri de legătură

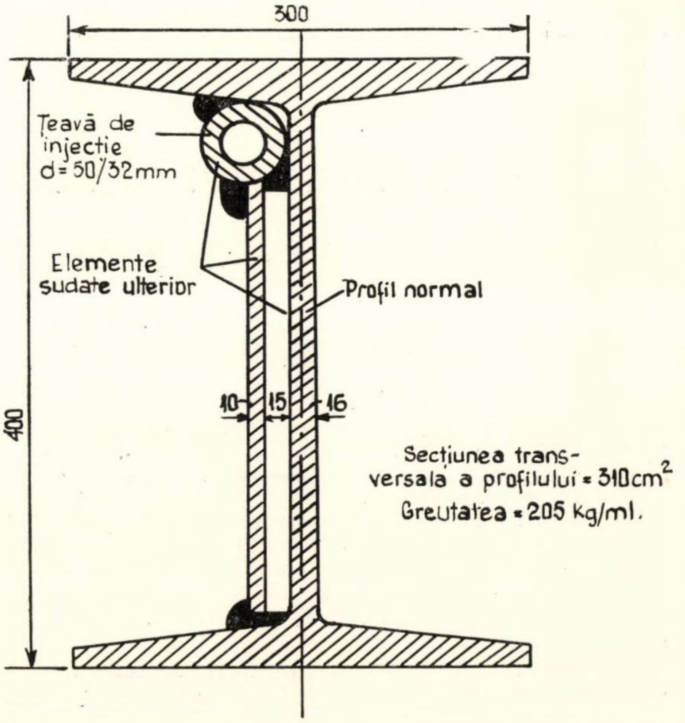
Pentru legătura dintre pompa de torcretat și partea superioară a țevii de injecție sudată pe corpul grinzilor metalice speciale, respectiv pentru transportul amestecului fluid, s-a folosit un furtun de cauciuc avînd circa 25 m lungime și diametrul de 70/50 mm.

Legătura dintre motocompresorul de aer și pompa de torcretat s-a realizat cu un furtun obișnuit, avînd diametrul mai mic : 50/30 mm (numai pentru aer).

*

În afară de agregatele principale arătate, pentru experimentare s-au folosit și alte numeroase piese, scule auxiliare, indispensabile în asemenea lucrări și care nu vor fi specificate în cuprinsul acestui text.

Fig. 2. Secțiunea transversală a grinzii speciale


300
Țeavă de injecție d=50/32mm
Elemente sudate ulterior
Profil normal
10
15
16
400
Secțiunea transversală a profilului = 310cm²
Greutatea = 205 kg/ml.

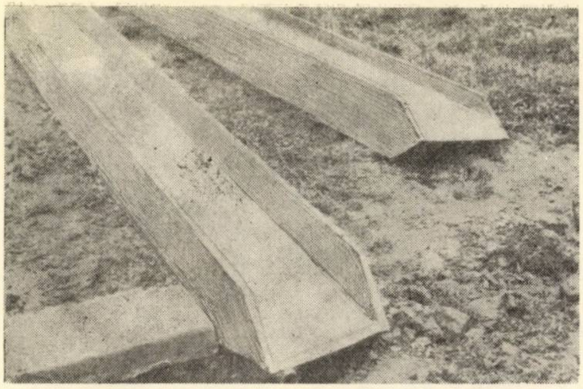


Fig. 3. Grinda metalică specială (L = 6,5 m)

2.3. Caracteristicile amplasamentului pe care s-au desfăşurat experimentările

Amplasamentul ales pentru efectuarea experimentărilor este situat în Bucureşti, intr. Cărămidari (Giuleşti) şi a prezentat caracteristici corespunzătoare în acest sens.

Stratificaţia se prezintă astfel :

— pînă la adîncimea de 1,3 m, la care apare şi apa subterană , se găsesc nisipuri argiloase ;

— între adîncimile 1,3—5,5 m apar pietrişuri (în proporţie de cca 70 % şi cu diametrul maxim al granulelor de 20 mm) cu nispuri ; (sub adîncimea de 4,0 m apar chiar şi intercalaţii de prundiş) ;

— între adîncimile 5,5—7,5 m se găseşte argilă gălbuie-cenuşie, calcaroasă, impermeabilă şi în stare de consistenţă relativ ridicată.

Înainte de începerea lucrărilor propriu-zise s-a efectuat cu titlu de probă o pompare de apă dintr-un foraj central încadrat de foraje laterale de observaţie, obţinîndu-se în final următoarele rezultate :

— debitul pompat pentru o denivelare constantă a apei de circa 1,0 m în puţul central : 80 l/min ;

— coeficientul de permeabilitate corespunzător părţii superioare a complexului aluvionar : 8×10^{-2} cm/s.

*

În imediata apropiere a amplasamentului există o sursă de pămînt argilos cu caracteristici potrivite pentru obţinerea unui amestec optim (împreună cu cimentul şi apa) pentru injectarea şi impermeabilizarea aluviunilor.

2.4. Consideraţii asupra modului de lucru, amestecului injectat şi incintei experimentale realizate

2.4.1. Modul de lucru

Într-o primă fază s-au introdus în teren, pînă la adîncimea de circa 6 m, deci cu o încastrare de 0,5 m în stratul de argilă, toate cele şase grinzi metalice speciale, în aliniament şi în poziţie cît mai verticală. Distanţa medie dintre două grinzi alăturate a rezultat a fi de 1—2 cm.

Înainte de introducerea grinzilor în teren, extremitatea inferioară a ţevii de injecţie a fost astupată cu un dop metalic de circa 10 cm înălţime, care se va pierde o dată cu începerea injectării. Rolul acestui dop este de a evita înfundarea ţevii cu pămînt.

Întrucît prin simplă vibrare, introducerea grinzilor metalice necesita intervale de timp din ce în ce mai lungi, din cauza îndesării aluviunilor granulare, s-a recurs la folosirea concomitentă — de la adîncimi de circa 3 m în jos — a unui jet de apă sub presiune, trimis prin extremitatea inferioară a ţevii sudate pe grinda metalică specială (apa a fost presată cu aer comprimat, ca şi amestecul propriu-zis, prin : pompa de torcretat — furtun — ţeava de injecţie). Cu un consum specific de 0,5—0,7 m³ apă injectată cu presiunea de circa 2 atmosfere, o grindă metalică se introducea în teren în 5—10 minute.

În faza următoare, vibrosoneta revenea deasupra grinzii nr. 1 pe care, după extragere — concomitent cu injectarea amestecului în spaţiul ocupat de aceasta — o introducea în poziţia nr. 7, apoi se repeta operaţia cu grinda nr. 2 care a fost introdusă în poziţia nr. 8 ş.a.m.d.

Este evident că în practică se pot folosi concomitent două agregate : unul pentru bateri şi al doilea pentru extrageri-injectări.

Pentru începerea umplerii, grinda metalică se dislocă din teren printr-o vibrare de scurtă durată — sub 1 minut — şi se extrage în sus cu circa 10—20 cm. În momentul în care amestecul injectat a apărut la suprafaţa terenului, pe lîngă grindă, s-a trecut şi la ridicarea continuă a acesteia, corelîndu-se astfel manevrele, încît pînă la extragerea completă să nu se producă pierderi exagerate de amestec fluid la suprafaţa terenului.

Amestecul injectat s-a caracterizat printr-o densitate de minimum 1,60 şi a necesitat presiuni de injectare de 2,5—4,0 atmosfere (valoarea maximă fiind necesară în prima fază a injectării mai în adîncime). Faza de extragere-injectare a durat în medie 10 minute. Faţă de volumul total al unei grinzi, echivalent cu 200 litri, s-au injectat aproape constant cîte 500 litri de amestec, ceea ce reprezintă de 2,5 ori spaţiul efectiv ocupat de grindă.

În ansamblu, rezultă că amestecul injectat difuzează pe o zonă cu lăţimea totală de aproximativ 20 cm, în special în aluviunile macrogranulare, avînd în centru un nucleu amestec propriu-zis de minimum 4 cm lăţime (corespunzător grosimii inimii grinzii metalice).

2.4.2. Amestecul de injectat

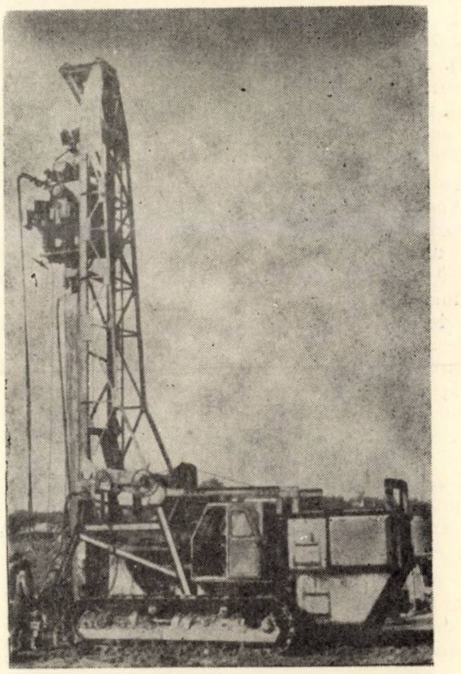
Pentru prepararea unui metru cub de amestec de injectat cu densitatea de minimum 1,60, perfect omogenizat prin malaxare, s-au folosit :

	400 kg	ciment (1 parte)
	800 kg	argilă locală (2 părţi)
	400 kg	apă (1 parte)
Total	1 600 kg	

Pămîntul argilos local a prezentat caracteristici naturale care, în general, s-au încadrat între limitele optime indicate în literatura de specialitate :

	Caracteristici naturale	Limite optime
— conţinutul de fracţiune „argilă”	18—19 %	10—30 %
— limita de curgere	33 %	32—38 %
— indicele de plasticitate	16—17	16
— umiditatea	8—10 %	13—18 %

Fig. 4. Vibrosoneta VVPS 20/11



Pentru întîrzierea prizei amestecului s-a adăugat zahăr în proporţie de 0,1 % faţă de greutatea cimentului. Din asemenea amestecuri au rezultat ,,betoane plastice" avînd rezistenţe la compresiune de mărimea celor redate în tabela 1.

Tabela 1

Natura probelor încercate (cuburi 20 × 20 × 20 cm)	Rezistenţele medii la compresiune R_b (kg/cm²), după zile				
	7	14	28–30	40	60
Beton plastic fără adaos de zahăr:					
Cuburi păstrate în aer	5	10	21	30	60
Cuburi păstrate sub apă	—	12	20	—	—
Beton plastic cu adaos de zahăr (0,1 % din greutatea cimentului)					
Cuburi păstrate în aer	7	8	14	27	—
Cuburi păstrate sub apă	—	9	10	—	—

Încercările de permeabilitate efectuate asupra probelor de beton plastic cu vîrste mai mari de 7 zile au indicat că la presiunea de 1 atmosferă, apa a pătruns în cuburi pe înălţimi foarte reduse, de 1—2 cm (în literatura de specialitate se arată că permeabilitatea betonului plastic, după 28 zile, este de ordinul $K = 10^{-8}$ cm/s).

2.4.3. Incinta experimentală realizată

Pentru cerinţele fazei de experimentare, în scopul stabilirii unor date tehnologice certe asupra utilajului şi modului de lucru, s-a executat o incintă experimentală cu dimensiunile în plan de 2,45 × 2,35 m, alcătuită din 22 de elemente de 6 m adîncime, astfel încît să se realizeze impermeabilizarea aluviunilor pînă la 5,5 m adîncime (fig. 5).

Date fiind forma şi dimensiunile reduse ale incintei, lucrarea s-a executat în condiţii relativ dificile.

Asupra incintei experimentale s-au efectuat diferite observaţii. În prima fază s-a executat un foraj în centrul incintei şi un al doilea în afara incintei (la 2,5 m distanţă de la forajul central). În legătură cu acesta se subliniază că nivelul apei subterane naturale din forajul lateral (de la adîncimea de 1,3 m) a rămas în permanenţă invariabil, indiferent de pompările pentru denivelarea apei şi excavările pămîntului din interiorul incintei.

În faza a doua (între 17—24.XI.1967) s-au efectuat cîte două evacuări zilnice ale apei din forajul central, creîndu-se denivelări cuprinse între 3,4—3,8 m. Cantităţile de apă extrase de fiecare dată au fost cuprinse, de regulă, între 105—150 litri ; revenirile apei pînă la adîncimi de 1,9—2,1 m se produceau aproximativ în patru ore, după care deveneau extrem de lente. S-a remarcat, de la zi la zi, o continuă nerevenire a apei în forajul central faţă de situaţia din ziua precedentă (gradul de etanşeitate *absolut* nu a fost atins datorită, după toate probabilităţile, unui contact imperfect al elementelor în unul din cele patru colţuri, ţinînd seamă că grinzile sînt susceptibile de oarecare devieri de la verticală, din cauza folosirii jetului de apă sub presiune pentru introducerea lor în teren ; cu acest prilej a reieşit oportunitatea folosirii în viitor şi a unei grinzi speciale de colţ, pentru formarea corespunzătoare a unei incinte poligonale).

Într-o ultimă fază s-a excavat pămîntul din interiorul incintei pînă la adîncimea de circa 2,5 m, pînă la care s-a considerat că rigiditatea incintei, în ansamblu, nu reclama lucrări de susţinere a pereţilor. Cu acest prilej s-a remarcat modul fidel în care amestecul injectat a umplut spaţiul ocupat de grinzile metalice şi o oarecare întărire a aluviunilor mai grosiere, pînă la distanţe de 5—8 cm de perete.

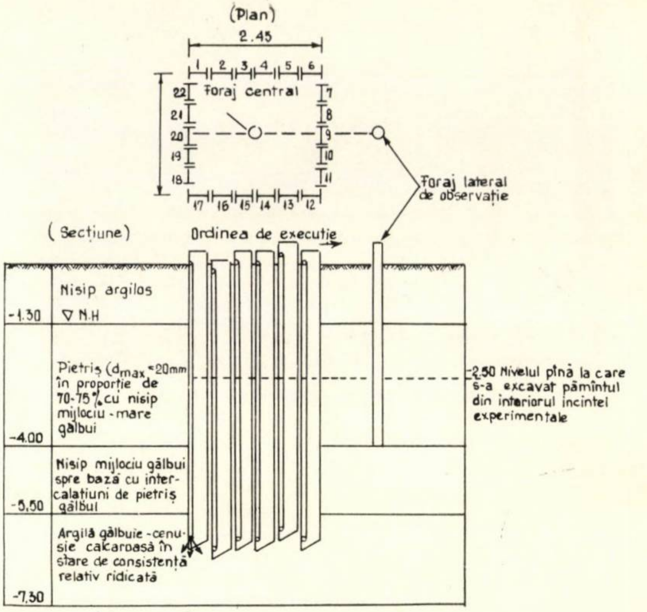

(Plan)
2.45
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
Foraj central
Foraj lateral de observaţie
(Secţiune)
Ordinea de execuţie
Nisip argilos
-1.30
∇ N.H
Pietriş (d_{max}=20mm în proporţie de 70-75 % cu nisip mijlociu - mare gălbui
-4.00
Nisip mijlociu gălbui spre bază cu intercalaţiuni de pietriş gălbui
-5,50
Argilă gălbuie - cenuşie calcaroasă în stare de consistenţă relativ ridicată
-7.30
-2.50 Nivelul pînă la care s-a excavat pămîntul din interiorul incintei experimentale

Fig. 5. Incinta experimentală realizată

În fotografia din figura 6 se redă un aspect al incintei dezvelite.

2.5. Date referitoare la indicii tehnico-economici

Lucrarea experimentală a fost executată folosindu-se următorul personal operativ :

— 1 tehnician — 1 maistru — 1 ajutor maistru	pentru lucrul pe utilajul de introducere a grinzilor

— 6 lucrători (3 lucrători pentru faza de introducere a grinzilor şi 3 pentru faza de preparare şi manipulare a amestecului fluid).

— 1 electromecanic pentru asigurarea funcţionării motoarelor electrice şi termice.

Se apreciază că în cazul în care pentru fazele de introducere şi de extragere s-ar folosi agregate separate şi s-ar ajusta în mod corespunzător echipa de lucru, într-un schimb de 10 ore s-ar putea realiza 15—20 elemente, adică 6—8 m de ecran impermeabil ; considerînd adîncimea medie de 6 m, ar rezulta o productivitate orară de 3,6 — 4,8 m² ecran. Aceste productivităţi rămîn totuşi sub limita indicilor realizaţi de întreprinderile specializate în execuţia ecranelor subţiri de beton plastic.

Faţă de suprafaţa unei grinzi (din cadrul unui ecran continuu) de 6 × 0,4 ≃ 2,5 m², pentru care sînt necesari 500 de

Fig. 6. Interiorul incintei dezvelite. Vedere parţială

litri amestec fluid, în care se foloseşte cantitatea de 200 kg ciment, rezultă că pentru 1 m^2 de ecran se consumă :

500 : 2,5 = 200 l amestec fluid cu $d = 1{,}60$;
200 : 2,5 = 80 kg ciment ;
400 : 2,5 = 160 kg argilă locală ;
200 : 2,5 = 80 l apă.

În faza actuală nu se pot determina în mod exact costurile de execuţie, acestea depinzînd de factori multipli (distanţa de la care provine argila locală, natura şi numărul utilajelor de care se dispune, organizarea echipelor de lucru etc.). Se poate aprecia însă că totalul costurilor pentru metrul pătrat de ecran este de ordinul a 100 de lei.

3. PROCEDEU ROMÂNESC PENTRU IMPERMEABILIZAREA ŞI CONSOLIDAREA TERENURILOR ŞI PENTRU FUNDAREA ÎN ADÎNCIME (A—A)

3.1. Descrierea sumară a procedeului

În principiu, metoda de lucru cuprinde următoarele faze principale, în ordinea tehnologică :

— Introducerea în teren a unui dispozitiv metalic special, avînd secţiunea orizontală aproximativ dreptunghiulară — 50 × 25 cm — construit din pereţi de tablă de 1,5 cm grosime şi ascuţit la partea sa inferioară. Modelul A—A—1, a cărui secţiune orizontală şi fotografie exterioară sînt arătate în figurile 7 şi 8, are lungimea de 6,5 m şi greutatea pentru metrul liniar de circa 190 kg. Introducerea în teren se efectuează prin batere, vibropresare sau subspălare, eventual pînă la obţinerea unui „refuz", dacă este cazul. Se pot utiliza mai multe dispozitive (5—10) simultan, introduse în teren (prin îndesarea pămîntului înspre zonele laterale) potrivit cerinţelor problemei de rezolvat : în linie (ca în metoda ETF-ETMO), alternativ, izolat, în grup etc.

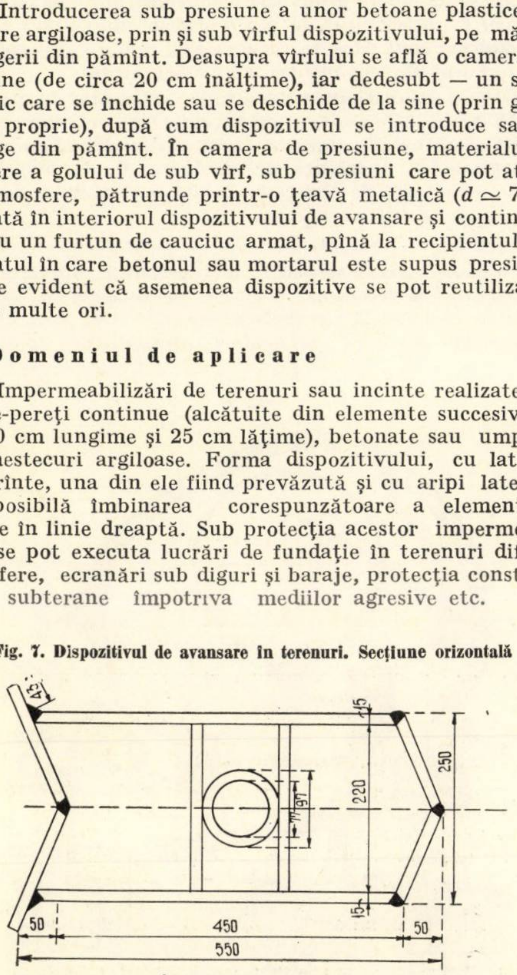
— Introducerea sub presiune a unor betoane plastice sau mortare argiloase, prin şi sub vîrful dispozitivului, pe măsura extragerii din pămînt. Deasupra vîrfului se află o cameră de presiune (de circa 20 cm înălţime), iar dedesubt — un sabot metalic care se închide sau se deschide de la sine (prin greutatea proprie), după cum dispozitivul se introduce sau se extrage din pămînt. În camera de presiune, materialul de umplere a golului de sub vîrf, sub presiuni care pot atinge 10 atmosfere, pătrunde printr-o ţeavă metalică ($d \simeq 7$ cm) montată în interiorul dispozitivului de avansare şi continuată apoi cu un furtun de cauciuc armat, pînă la recipientul sau agregatul în care betonul sau mortarul este supus presiunii.

Este evident că asemenea dispozitive se pot reutiliza de foarte multe ori.

3.2. Domeniul de aplicare

— Impermeabilizări de terenuri sau incinte realizate din ecrane-pereţi continue (alcătuite din elemente succesive de cîte 50 cm lungime şi 25 cm lăţime), betonate sau umplute cu amestecuri argiloase. Forma dispozitivului, cu laturile mici frînte, una din ele fiind prevăzută şi cu aripi laterale, face posibilă îmbinarea corespunzătoare a elementelor dispuse în linie dreaptă. Sub protecţia acestor impermeabilizări se pot executa lucrări de fundaţie în terenuri dificile şi acvifere, ecranări sub diguri şi baraje, protecţia construcţiilor subterane împotriva mediilor agresive etc.

Fig. 7. Dispozitivul de avansare în terenuri. Secţiune orizontală



Sect. transv.: 1250 cm^2. Greutatea: 190 kg/ml. Perim. ext. 175 cm.

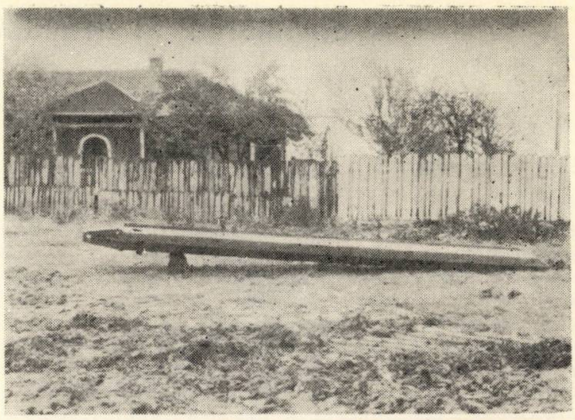


Fig. 8. Dispozitivul de avansare în terenuri. Aspect exterior

— Consolidări de terenuri prin realizarea de elemente verticale drenante umplute cu nisip sau prin executarea de reţele alcătuite din elemente betonate izolate, în grupuri (între care se produce îndesarea pămînturilor) sau dispuse în şiruri continue, pereţi de antierozіune etc.

— Fundarea în adîncime. Elementele de beton, cu secţiunea orizontală de $50 \times 25 = 1\,250$ cm^2, pot constitui fundaţii adînci, similare piloţilor. Drept fundaţii de adîncime se pot folosi grupurile din asemenea elemente (sub stîlpi, radiere), şirurile discontinue sau continue (sub tălpi de fundare). La limită, se pot realiza pereţi continui subterani, în forma lor brută, pentru diferite construcţii subterane, în terenuri dificile sau acvifere (staţii de pompare, rezervoare, bazine etc.).

Elementele de beton se pot arma pe primii 2—3 m de la suprafaţă, prin introducerea de armături metalice în beton înainte de începerea prizei.

3.3. Scurte consideraţii finale

Alături de incinta realizată prin metoda ETF — ETMO s-au efectuat şi experimentări preliminare asupra dispozitivului A-A-1. Ţinînd seamă de faptul că secţiunea transversală a dispozitivului A-A-1 este sensibil mai mare — 1 250 cm^2 — faţă de cea a grinzii metalice speciale ETF — ETMO de 310 cm^2, introducerea acestuia în teren a fost relativ mai dificilă. A reieşit în consecinţă că vibrosoneta VVPS 20/11 nu poate fi folosită în mod eficient pentru introducerea dispozitivelor metalice mari în aluviuni grosiere. Cu toate acestea, un dispozitiv a fost introdus aproape complet în teren, trecîndu-se apoi la umplerea golului creat prin extragerea dispozitivului, cu amestec de beton plastic avînd densitatea 1,60 (identic cu cel din metoda precedentă). Cu acest prilej s-a constatat că volumul de amestec necesar reprezintă cel mult dublul volumului ocupat de dispozitiv în teren.

După întărirea betonului plastic, elementul respectiv a fost dezgropat aproximativ pînă la nivelul apei subterane, constatîndu-se umplerea completă şi continuitatea elementului.

Dispozitivul existent, de 6,5 m lungime, trebuie experimentat în continuare, folosindu-se însă agregate de batere-extragere cu putere sporită.

Pe măsura obţinerii unor agregate mai puternice (şi multiplicării dispozitivelor : 5—7 buc.), în viitor se vor putea realiza dispozitive de lungimi mai mari (8—10—12 m) cu care se vor putea rezolva în mod eficient probleme mai dificile şi mai importante din domeniul lucrărilor de fundaţii.

Bibliografie

(pentru pct. 1 şi 2)

[1] * * *Baugrundtagung*, Essen, 1962.
[2] * * Bau-Maschine und Bau-Technik, 1964.
[3] Rudolf Kuhn; *Utilisation des procedes. Etudes et travaux de fondations.* Műnich, 1965.
[4] * * *Grouts and Drilling Muds in Engineering Practice.* London, 1963.
[5] * * Studiile ISPIF nr. 9201/30.VI. 1966 ; 401/31.XII.19966 ; 401 A/28.X. şi 9.XII.1967.

Eliminarea şi transportul condensatului de abur

Ing. R. Bonnert
I. P. I. U.

Utilizarea cît mai economică şi cu maximum de randament a combustibilului impune, între altele, recuperarea integrală a căldurii din aburul folosit în instalaţiile industriale de încălzire prin condensarea acestuia încă în schimbătorul de căldură, evitarea scăpărilor de abur în conductele de condens, care sînt o consecinţă a folosirii unor armături de eliminat condensat necorespunzătoare, înapoierea condensatului în cazan în stare cît mai curată şi într-o cantitate maximă, precum şi folosirea căldurii condensatului ori de cîte ori se arată economică.

De aici rezultă că armăturile de eliminat condensat, a căror utilizare este impusă obligatoriu prin prescripţiile E.21-1961 la toate aparatele utilizatoare de abur şi în punctele joase ale conductelor de abur, trebuie să realizeze separarea celor două medii, abur şi condensat, cît mai complet, nepermiţînd trecerea aburului viu, ceea ce se poate obţine prin :

— utilizarea unor armături de o construcţie cît mai corespunzătoare şi cu un debit suficient ;

— montarea lor corectă, ţinînd seamă de condiţiile specifice cerute de tipul schimbătorului de căldură deservit ;

— utilizarea unor separatoare de nămol, ventile de aerisire şi de retenţie, după caz ;

— alegerea unui traseu corespunzător şi dimensionarea justă a conductelor de condens.

În ceea ce priveşte armăturile de eliminat condensat de care se dispune, situaţia actuală din ţară este nesatisfăcătoare.

Cu data de 1 octombrie 1967 a intrat în vigoare STAS 7641-66 ,,Armături pentru eliminat condensatul'' prin care se stabilesc condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească armăturile ce au drept scop evacuarea automată, în mod periodic sau continuu, a condensatului din conductele sau instalaţiile de abur, fără a fi nevoie să se recurgă la surse de energie exterioare şi prevenind în acelaşi timp pierderile de abur.

Prin acest standard se dă o clasificare după diferite criterii, între altele după felul construcţiei, domeniul de utilizare etc., folosindu-se denumiri care pot uşura o determinare unitară a armăturilor în funcţie de principiul lor de funcţionare.

Standardul precizează că tipurile constructive pe care le arată sînt informative şi reprezintă soluţiile constructive cele mai uzuale, fără a preciza dacă se execută în ţară.

Considerăm că STAS-ul are o certă valoare informativă, dar fără a se indica armăturile ce se fabrică în ţară sau sînt în curs de asimilare, caracteristicile acestor armături, criteriile de utilizare justă, în funcţie de tipul constructiv şi de performanţele ce pot fi realizate în funcţie de domeniul de aplicare. O alegere şi dimensionare justă nu sînt posibile, mai ales că acestea nu se pot şi nu trebuie să se facă pe baza diametrului nominal sau al celui al conductei, ci numai pe baza cantităţii de condensat ce trebuie să fie evacuată, a diferenţei de presiune înainte şi după armătura de eliminat condensatul, şi a felului schimbătoarelor de căldură alimentate cu abur.

Actualmente, în ţară, producţia industrială de armături pentru eliminat condensatul se rezumă la oale de condens cu plutitor sferic închis şi obturare cu ventil conform figurii 1, cu următoarele diametre şi debite calculate după cum se arată în fişa tehnică a întreprinderii producătoare :

Dn 15, debit 1 630 l/h
Dn 20, debit 2 150 l/h
Dn 25, debit 2 530 l/h
Dn 32, debit 3 640 l/h
Dn 40, debit 6 480 l/h
Dn 50, debit 10 000 l/h
Presiunea nominală 10 kgf/cm^2

Diametrul nominal (Dn) se referă la diametrul orificiului de ieşire a condensului, iar tipul constructiv este redat în STAS 7641-66 cu denumirea ,,oala de condensare cu plutitor închis''.

Trebuie observat că armătura de eliminat condensatul din figura 1 este lipsită de o diagramă de debit, deşi este ştiut că debitul este o funcţie a diferenţei de presiune la armătura de eliminat condensat.

Astfel, la o diferenţă de presiune între 0,1 — 10 kgf/cm^2 diagrama din figura 2 ne arată că debitul creşte de 4—10 ori în funcţie de diferenţa de presiune şi de presiunea iniţială. Rezultă deci că datele din fişa tehnică nu permit o alegere şi utilizare judicioasă a mărimii separatorului.

Cum s-a menţionat, debitul unei armături de eliminat condensatul este în funcţie de diferenţa dintre presiunea de dinainte şi de după armătură.

Deoarece debitele indicate în prospecte drept caracteristice armăturii se referă la ventilul din separatorul de condens complet deschis, calculele de debit trebuie să aibă în vedere situaţia armăturii complet deschise.

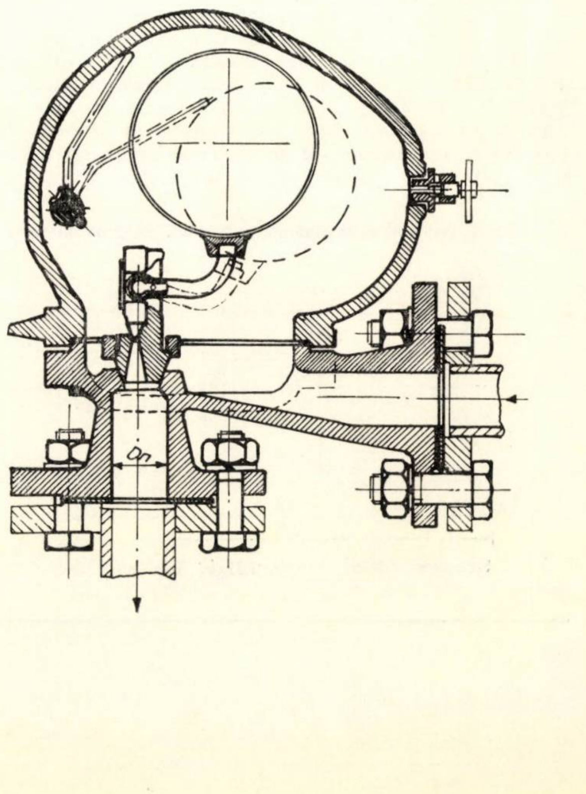
Această cerere firească se loveşte însă în practică de mari dificultăţi, deoarece presiunile se cunosc rareori, căci acestea se măsoară azi numai în cazuri excepţionale, lîngă armăturile de eliminat condensatul. Manometrele sînt în general montate pe conducta principală a aburului, aproape de cazan, eventual la distribuitor, la rezervorul de alimentare cu apă (de condens) sau, dacă se recuperează căldura din condens, la rezervorul de expansiune al condensatului.

Este important de ştiut dacă între diferenţa de presiune arătată de aceste manometre şi cea existentă imediat înaintea şi după armătura de eliminat există o deosebire importantă. Ea depinde de rezistenţa pe conducte, de la manometru pînă la armătură, de rezistenţa locală a acesteia şi de rezistenţa după această armătură.

Pentru a o demonstra, dăm exemplul concret din figura 3.

În ambele cazuri, serpentinele reprezintă suprafeţe egale de încălzire ca receptori, dar cea indicată la *a* este de diametru redus (1/2″) şi de lungime mare, iar cea de la *b* de diametru mare (2″) şi lungime corespunzător mai mică.

Fig. 1



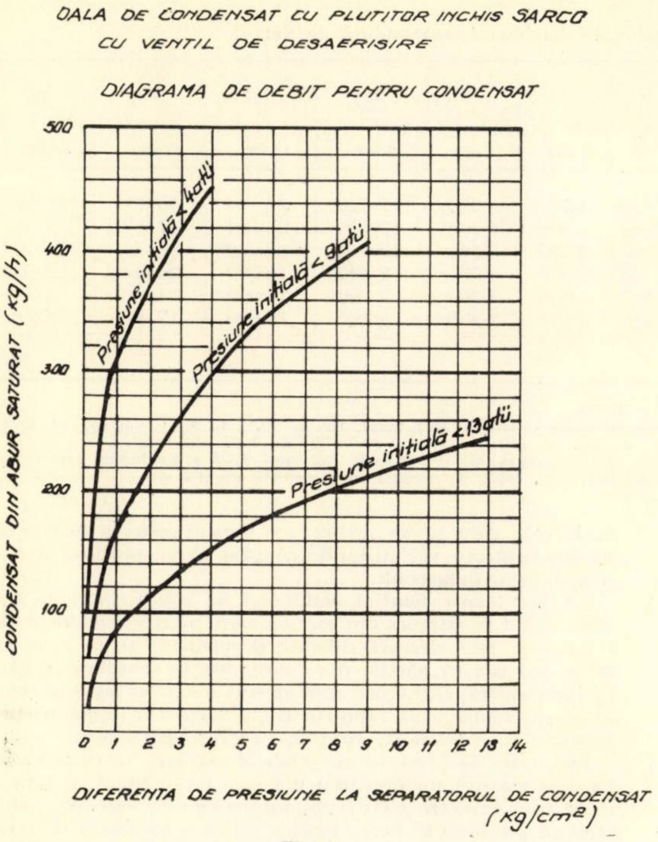


Fig. 2

Conductele de alimentare cu abur și cele de evacuare a condensului sînt analog mai reduse ca diametru și lungime, în cazul *a* fiind de ∅ 1/2″ și $l = 2$ m, față de *b* unde diametrul este de ∅ 2″ și $l = 0{,}2$ m, în ambele cazuri armăturile de eliminat condensat fiind la fel: Dn 1/2″.

Sînt montate patru manometre, dintre care în mod curent se montează numai cele indicate cu 1 și 4. Ambele conducte de transportat abur s-au ales cu diametre mari (6), ca în acestea presiunea aburului să varieze foarte puțin cînd se deschide oala de condens. Același lucru este valabil și pentru expandor.

Deoarece suprafețele serpentinelor în cazurile *a* și *b* sînt egale, s-au montat armături de aceeași mărime pentru eliminat condensatul.

În figura 3 se mai arată presiunile citite la manometre montate la instalațiile descrise și anume în cele două situații: cu separator de condensat închis, respectiv deschis.

Din diagramele din aceeași figură, pentru instalația *a*, respectiv *b*, se vede că în poziția închis presiunea în conducta de transportat abur este, după manometrul 1, de 3 at; această presiune se menține pînă la manometrul 2, iar cum separatorul de condensat este în poziția închis, manometrul 3 arată presiunea din conducta de eliminat condensat, care este ceva mai mare decît cea din expandor (manometrul 4).

Diagramele s-au construit pe baza presiunilor citite pe manometru.

Pentru poziția închis, presiunile și diagramele sînt, firește, practic la fel pentru ambele instalații.

Pentru poziția deschis a separatorului de condensat, rezistențele la instalația *a* fiind mai mari pe porțiunile 1 pînă la 2 și de la 3 la 4, din cauza diametrului mai mic și lungimii mai mari a conductei și a serpentinei, presiunea scade mai mult decît în cazul instalației *b* după cum se vede la manometrul 2 din figura *a*, iar debitul ce trece prin oala de condens este mai mic, deoarece diferența de presiune remanentă este mai mică și aceasta determină, la aceeași presiune inițială a aburului, debitul efectiv al oalei (fig. 2).

Diagrama *b* din figura 3 arată o presiune remanentă mai mare și deci debitul efectiv al oalei de condens la aceeași presiune inițială a aburului este mai mare.

Este posibil, atunci cînd s-a ales o armătură de eliminat cu un debit la limită, ca aceasta să fie suficientă pentru cazul *b*, dar insuficientă pentru cazul *a*, din cauza diferenței mici de presiune a condensatului, dar, în acest caz, n-ar ajuta nici montarea unei armături mai mari de eliminat condensatul, căci rezistența principală o prezinta conductele prea mici, nu oala de condensat.

De aici rezultă că este necesar ca conductele de abur și de condensat, precum și receptorii de căldură, în ultima analiză, să fie just dimensionați, ținînd seamă de presiunea aburului, de presiunea după armătura de eliminat condensatul și de debitul de condensat.

Cauzele presiunii mari în rețeaua de condensat sînt multiple, ea însă reduce debitul armăturii de eliminat condensat.

Una din cauze este dorința de a recupera căldura de condensat, ceea ce impune menținerea unei presiuni de cel puțin 0,5 at. Recuperarea energiei calorice, însă, justifică, în general, acest sacrificiu bănesc de utilizare a unor separatori mai mari decît ar fi necesar.

O altă cauză sînt conductele foarte lungi, cu diametre mici și multe rezistențe. Cum nu totdeauna se pot evita rețelele lungi de condensat, este important de a avea un diametru suficient de mare al conductelor sau o pantă mai mare, ca, prin gravitație, condensatul să se poate scurge în rezervorul de condensat. „Conductele subțiri" produc deficiențele semnalate în exemplul arătat în figura 3.

Pentru dimensionarea conductelor de condensat se recomandă utilizarea tabelei 1.

O a treia cauză este înecarea conductelor de condensat.

O conductă de condensat uscată este montată cu pantă, iar condensatul curge prin gravitație. Deasupra apei rămîne o parte a țevii liberă, care în mod normal este umplută cu abur secundar. Conductele de condensat sub presiune se numesc conducte înecate.

Înecarea provine, în general, din felul montajului în panta ascendentă.

La aceste conducte, condensatul nu poate curge prin gravitație, ci trebuie ridicat prin presiune. Ridicarea se realizează prin presiunea de după armătura de condensat, ceea ce îi reduce acesteia diferența de presiune disponibilă și deci debitul.

Pentru utilizarea conductelor înecate se va considera că, în general, la un abur de cîteva atmosfere o ridicare cu cîțiva metri a condensatului nu contează, căci pentru ridicarea cu un metru este suficientă o presiune de 0,1 at.

Acest lucru este dovedit dacă, așa cum se arată în figura 4, condensatul este ridicat cît mai aproape după armătura de elimina condensatul și este introdus prin pipă într-o conductă

Fig. 3

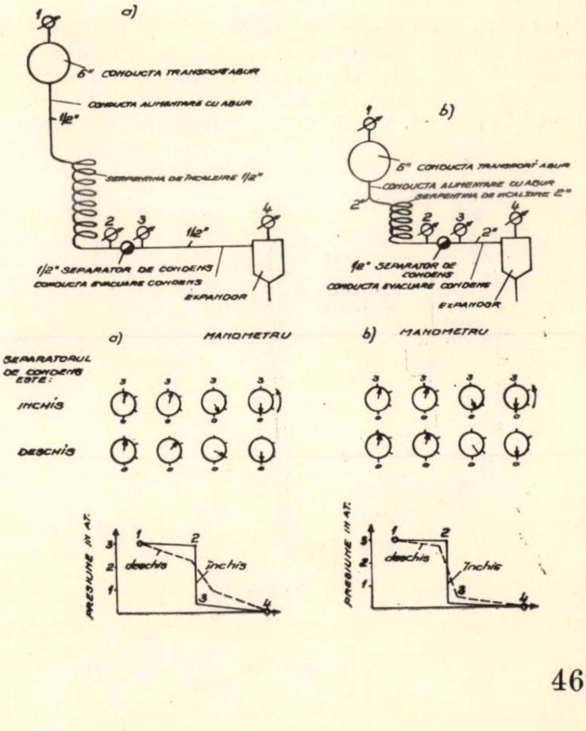

a)
1
6" CONDUCTA TRANSPORT ABUR
CONDUCTA ALIMENTARE CU ABUR
1/2"
SERPENTINA DE ÎNCALZIRE 1/2"
2
3
1/2"
4
1/2" SEPARATOR DE CONDENS
CONDUCTA EVACUARE CONDENS
EXPANDOR
b)
1
6" CONDUCTA TRANSPORT ABUR
CONDUCTA ALIMENTARE CU ABUR
SERPENTINA DE INCALZIRE 2"
2"
2
3
2"
4
1/2" SEPARATOR DE CONDENS
CONDUCTA EVACUARE CONDENS
EXPANDOR
a) MANOMETRU
b) MANOMETRU
SEPARATORUL DE CONDENS ESTE:
INCHIS
DESCHIS
PRESIUNE IN AT.
3
2
1
deschis
închis
1
2
3
4

Tabela 1

Tabelă pentru dimensionarea conductelor de condens (recomandată de Sarco)

Nr. crt.	Diametrul nominal	10	15	20	25	32	40	50	70	80	100	125	150	200
	Secţiunea mm²	122,5	201	366	581	1 010	1 370	2 200	3 850	5 100	7 900	12 100	17 400	32 000
1	1/100	50	100	200	400	900	1 500	2 800	6 300	9 300	17 000	31 000	53 000	121 000
2	1/200	30	60	150	300	600	1 000	2 000	4 400	6 600	12 000	22 000	37 000	86 000
3	1/300	25	50	130	250	500	800	1 500	3 500	5 500	10 000	18 000	30 000	70 000
4	1/400	22	45	100	200	450	700	1 400	3 200	4 700	8 800	16 000	26 000	61 000
5	1/500	20	40	90	190	430	650	1 200	2 900	4 200	7 700	14 000	24 000	54 000
6	1/1000	13	30	60	120	290	450	850	2 100	2 900	5 400	10 000	17 000	38 000
Debit							hg/h abur							

NOTĂ: Tabela este pentru condensat din abur cu o presiune pînă la 1,1 at.

Pentru condensatul din abur de 1,1 at pînă la 10 at se va lua diametrul nominal următor mai mare. De la 10,1–32 at diametrul va fi cu două diametre nominale mai mare, de exemplu: în loc de 32 mm se va lua 50 mm, iar de la 32,1–40 at se va lua cu 3 Dn mai mare.

Pentru conducte de condesat pînă la Dn 50 inclusiv se va calcula panta necesară, adăugîndu-se la lungimea reală a conductei pentru fiecare piesă specială (curbă, cot, bifurcaţie etc.), 1 m, iar pentru fiecare armătură (ventil, ventil de retenţie etc., exclusiv şiber) 5 m.

uscată. De reţinut că asupra coloanei de apă se exercită şi o contrapresiune a aburului secundar, în afară de înălţimea ei proprie.

La deschiderea armăturii de eliminat condensat, întreaga coloană de apă trebuie accelerată. Dacă se are în vedere că prin armătură trece condensatul la temperatura aproape de fierbere şi că la destindere se formează abur secundar (la o presiune a aburului de la 10 at se măreşte volumul de 240 de ori), atunci se înţelege că energia de accelerare pentru condensatul acumulat după armături trebuie să depăşească cu mult efectul înălţimii statice.

Rezultă deci necesitatea unei verificări a presiunii necesare ridicării condensatului, în care scop trebuie cunoscută presiunea care rămîne în condensat după trecerea prin armătura de eliminat condensat.

Literatura indică această presiune Pr

$$Pr = p.\ c.\ r,$$

în care

p este presiunea aburului la intrarea în receptor

$c = 0{,}3 - 1$, un coeficient echivalent cu pierderea de presiune în funcţie de felul receptorului ;

$r = 0{,}3 - 0{,}95$, un coeficient care arată, atît rezistenţa opusă de armătura de eliminat condensat la trecerea condensatului, cît şi gradul de continuitate a curgerii condensatului.

Experienţa a confirmat că dacă se admite o reducere a presiunii disponibile pînă la 0,6 din cea teoretică, se obţine o acoperire suficientă.

Utilizarea conductelor de condensat sub presiune poate apărea cîteodată avantajoasă, deoarece nu mai sînt necesare canale subterane, dar ele trebuie proiectate just ca traseu, dimensionare şi montaj, ţinînd seamă de indicaţiile date mai înainte. În general, vor fi evitate la reţele mari şi complexe, unde este greu să se realizeze o dimensionare şi un montaj corespunzătoare variaţiilor de consum al receptorilor, îndeosebi al celor industriali.

La verificarea soluţiei conductei de condensat sub presiune (cînd pe parcurs din motive constructive, conducta de condensat este deseori ridicată şi coborîtă) nu se va pleca de la premisa că părţile urcătoare sînt în echilibru cu părţile ce coboară, căci chiar cînd aburul secundar este în echilibru cu condensatul, ramurile coborîtoare sînt numai parţial umplute cu condensat, cum se vede în figura 5 a.

Pierderile de presiune în ţevile următoare se cumulează, iar efectele sînt un multiplu din cele preliminate. Figura 5 reprezintă o trecere peste (sub) o poartă a unei hale. Aici echilibrarea presiunii se poate realiza printr-o conductă de aerisire, iar după poartă sînt date din nou condiţiile unei conducte de condensat uscate, ceea ce recomandă soluţia din figura 5 b.

Pentru a transporta cantităţi mari de condensat pe distanţe lungi şi a le ridica cu cîţiva metri, se recomandă utilizarea unei pompe automate de condensat de tip Sarco, Spirax etc. care utilizează ca energie de acţionare aburul, existent totdeauna unde se transportă condensat. Ea mai are marele avantaj de a nu consuma energie (abur) decît în momentul cînd intră în funcţiune pentru transportul condensatului.

Modul de funcţionare se poate urmări în figura 6. Condensatul intră în corpul pompei printr-un ventil de retenţie. Nivelul condensatului creşte şi împinge plutitorul pe biela de comandă în sus. Cînd acesta ajunge la limitatorul de cursă superior, se deschide printr-un sistem de pîrghii ventilul de abur şi simultan se închide ventilul de aerisire din capacul corpului pompei.

Prin ventilul de abur intră abur şi pune sub presiune interiorul corpului de pompe, ceea ce închide ventilul de la orificiul de intrare a condensatului şi-l deschide pe cel de la orificiul de ieşire.

Condensatul este împins în conducta de transport.

Cu coborîrea nivelului apei de condensat, coboară şi plutitorul. Ajungînd la limitatorul de jos, mişcă biela de comandă şi deschide ventilul de aerisire, iar prin sistemul de pîrghii se închide complet ventilul de admisie a aburului.

Aburul din corpul pompei se evacuează în atmosferă, cu care corpul are legătură prin ventilul de aerisire, iar presiunea scade la cea atmosferică.

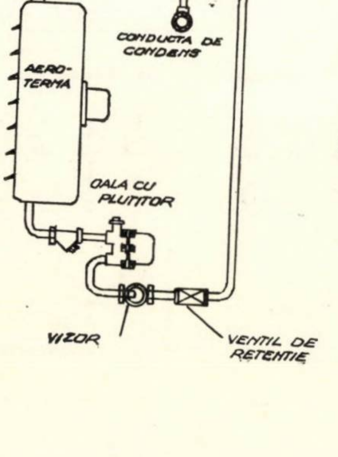
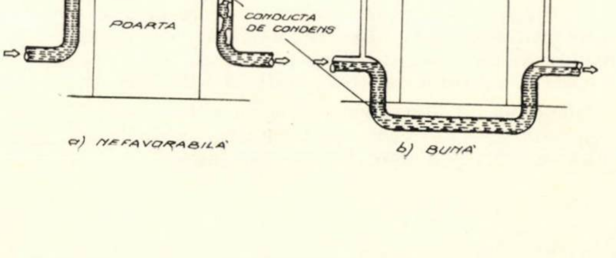


Fig. 4

Fig. 5



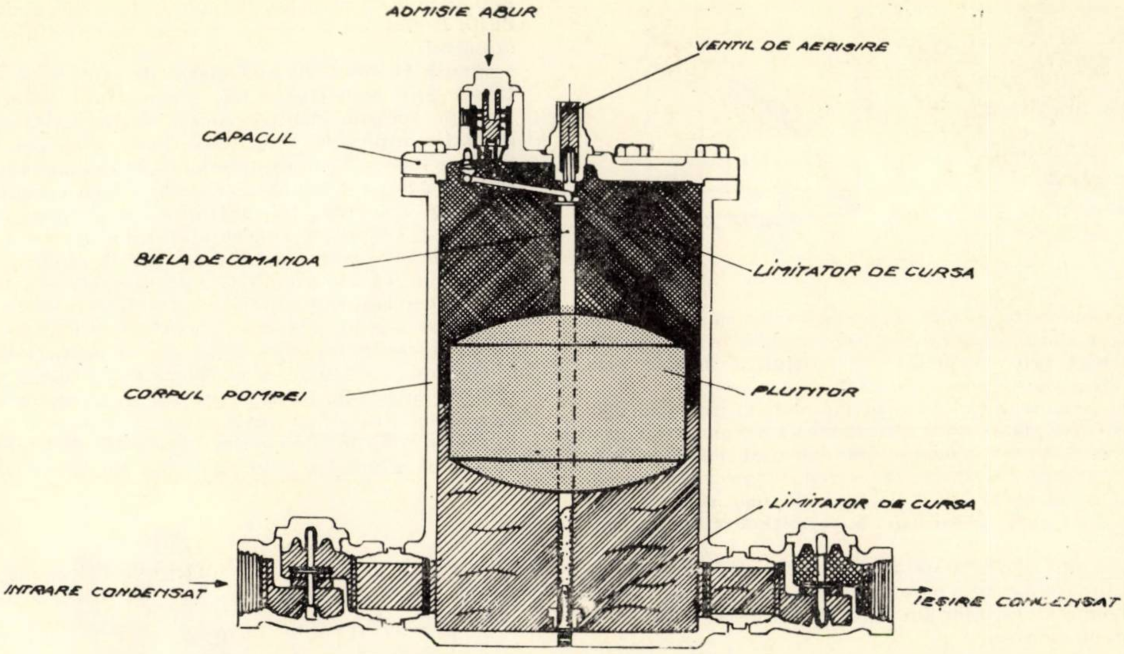


Fig. 6

Ca urmare, condensatul poate intra din nou în corp prin ventilul la de orificiul de „intrare-condensat" şi începe un nou ciclu; pompa lucrează deci pe principiul „montejus".

O altă problemă de mare importanţă pentru o funcţionare optimă o formează alegerea tipului constructiv al separatorului de condensat.

Este ştiut că, din punct de vedere constructiv, armăturile de eliminat condensat se împart după principiul de funcţionare în:

1 — cu plutitor;

2 — termostatice cu bimetal;

3 — termostatice cu burduf;

4 — termodinamice (cu placă mobilă);

5 — cu duze multiple.

Pentru o mai bună înţelegere se dă mai jos, pe scurt, modul de funcţionare a acestor tipuri:

1. **Oala de condensare cu plutitor închis** (fig. 1). Prin umplerea corpului cu condensat, plutitorul se ridică şi deschide, cu ajutorul unei pîrghii, ventilul de evacuare.

Condensatul este evacuat prin presiunea aburului.

Dezaerisirea are loc manual, printr-un mic ventil de aerisire, sau automat, printr-un ventil termostatic.

2. **Separatorul termostatic cu bimetal** (fig. 7) utilizează pentru acţionarea ventilului elemente bimetalice (două metale cu coeficienţi diferiţi de dilataţie), care se îndoiesc în urma încălzirii. Construcţia piesei bimetalice este foarte variată, în funcţie de fabrica producătoare, avînd fie forma de etrier, fie forma de gheară etc. Toate bimetalele au o oarecare inerţie. Debitul separatorului cu bimetal nu depinde numai de diferenţa de presiune, ci în primul rînd de diferenţa de temperatură, cum se vede din diagrama din figura 7, din care rezultă că acest separator urmează în general curba temperaturii aburului saturat, dar la o distanţă destul de apreciabilă.

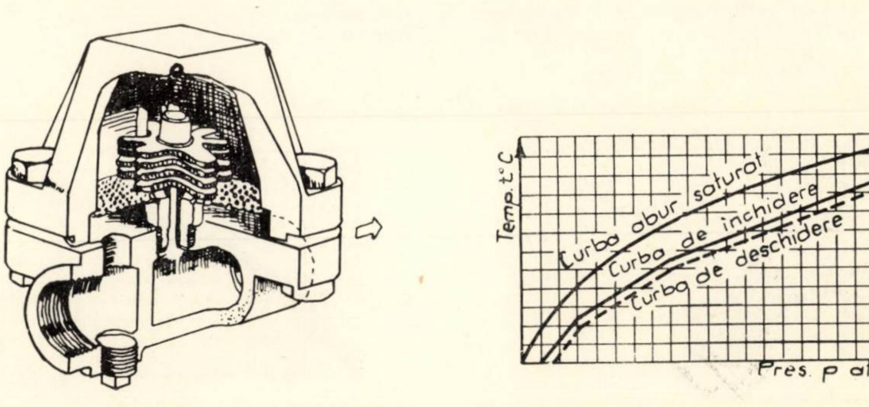
Pentru a ne asigura că separatorul elimină numai condensat, şi nu abur, este necesar de a regla elementul bimetal la această distanţă sub curba aburului saturat, ceea ce impune o subrăcire a condensatului, cu avantajele şi dezavantajele ce se arată într-un alt capitol.

3. **Separatorul termostatic cu burduf** (fig. 8) este prevăzut cu un burduf de metal ondulat care este umplut cu un amestec apă-alcool şi care, în funcţie de temperatura prin dilataţie termică, închide sau deschide ventilul de evacuare.

Acest separator poate fi reglat la unele tipuri astfel ca să elimine condensatul, indiferent de presiune, la o anumită temperatură. Din diagrama din figura 8 se vede răcirea necesară pentru eliminarea condensatului şi care este mai redusă ca la separatoarele termostatice cu bimetal.

4. **Separatorul termodinamic cu placă mobilă** (fig. 9). Condensatul care intră în separator prin orificiul 5 ridică placa-ventil 2, iar condensatul se scurge prin orificiul de ieşire 6. Raportul dintre diametrele orificiilor şi ale canalelor precum şi forma elementelor componente ale separatorului, prin care are loc scurgerea condensatului, sînt

Fig. 7



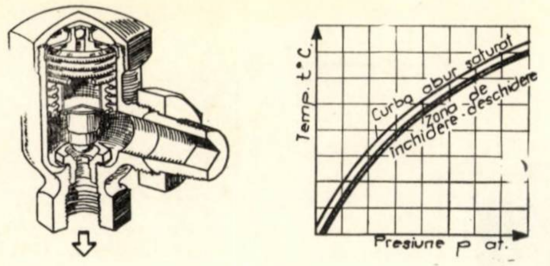


Fig. 8

astfel realizate ca la o răcire a condensatului cu 1°C faţă de temperatura aburului saturat, aburul secundar ce se formează din condensat prin destindere în spaţiul 8 închide prin apăsare placa-ventil 2 pe scaunul 7.

Perna de presiune 8, care este astfel formată în spaţiul de deasupra plăcii, ţine placa-ventil închisă atîta timp pînă cînd, prin pierderea de căldură a condensatului nou-sosit sau prin capacul 3 spre atmosfera exterioară se reduce presiunea din camera 8 şi astfel placa-ventil poate fi din nou ridicată prin presiunea existentă în orificiul 5, permiţînd scurgerea condensatului.

Diagrama din figura 9 arată că închiderea şi deschiderea plăcii-ventil are loc la o reducere a temperaturii de 1—3°C faţă de temperatura aburului saturat, conform indicaţiilor fabricii producătoare.

Separatorul poate fi montat în orice poziţie, utilizat la presiuni între 0,5—100 at şi supravegheat uşor, la funcţionarea corectă auzindu-se un zgomot ca urmare a ridicării şi căderii plăcii.

5. **Separatorul cu duze multiple** (fig. 10) este o armătură de eliminat condensat, fără părţi mobile. Modul lui de funcţionare se bazează pe faptul că duzele permit scurgerea unei cantităţi mai mari de apă decît de abur exprimat în greutate, ca urmare a diferenţei mari de greutate specifică între apă şi abur. Cînd debitul de condensat venit din instalaţie este mic, funcţie de consumul de abur al instalaţiei, are loc o pierdere relativ mare de abur.

Se pune întrebarea : care sînt criteriile de alegere a tipului constructiv celui mai eficient într-un caz dat.

Armăturile de eliminat condensatul trebuie să realizeze :

1. Delimitarea între presiunea receptorului de căldură (schimbătorului) şi cele din conducta de condensat.
2. Separarea celor două medii, abur şi condensat.
3. Eliminarea aerului şi a altor gaze din abur ce ajung în armătură, adică dezaerisirea.

Problemele ce se pun sînt : criteriile de alegere a unui anumit tip de armătură, de ce există şi se menţin mai multe tipuri constructive, respectiv dacă nu poate fi considerat un anumit tip drept armătură universală.

Analizînd sub acest aspect diferitele tipuri arătate în STAS 7641—66, este uşor de înţeles că trebuie să se tindă la realizarea unei armături universale. Nu există însă o armătură de eliminat condensat care să corespundă optim în toate cazurile de utilizare, la toate presiunile şi temperaturile şi pentru toate debitele ce trebuie eliminate.

Unele firme producătoare de armături de eliminat condensat de diferite tipuri, ca, de exemplu : „Sarco", „IWK", au întocmit îndrumare pentru alegerea şi montarea armăturilor de condensat.

Din aceste îndrumare rezultă, în linii mari, că cele trei grupe principale de armături de condensat nu au o aplicabilitate optimă în toate cazurile, din punct de vedere al utilizării căldurii, al preţului de cost şi al celui de întreţinere a acestor armături.

Figura 11 arată un schimbător de căldură la care, condiţionat prin construcţia lui, temperatura condensatului se menţine aproape identică cu cea a aburului saturat. Dacă analizăm utilizarea celor trei tipuri principale — oala cu plutitor închis, separatorul termostatic cu bimetal şi separatorul termodinamic (cu placă mobilă) — vom constata că temperatura condensatului, mărimea unei eventuale subrăciri sau lipsa subrăcirii condensatului nu are vreo influenţă asupra bunei funcţionări a armăturii de eliminat condensat cu plutitor, căci în funcţie de oglinda condensatului în armătură, se deschide mai mult sau mai puţin ventilul cu plutitor.

Utilizarea unui separator termostatic cu bimetal, în schimb, nu dă aceeaşi funcţionare bună, căci se poate realiza cu greu, în acest caz, o subrăcire a condensatului necesară pentru deschiderea orificiului de scurgere. La un separator termostatic cu bimetal, care a fost reglat corect, ar însemna că se acumulează din timp în timp o cantitate mare de condensat, ceea ce duce la o umezire a unei porţiuni importante a suprafeţei schimbătorului de căldură şi la o funcţionare necorespunzătoare cauzată de necesitatea subrăcirii. Totuşi, aceste separatoare funcţionează la astfel de schimbătoare, dar numai printr-o „reglare" a piesei bimetalice, ceea ce duce la pierderi de abur viu şi la presiuni mari în conductele de condensat, cu dificultăţi de exploatare care exclud utilizarea acestui tip constructiv în astfel de cazuri.

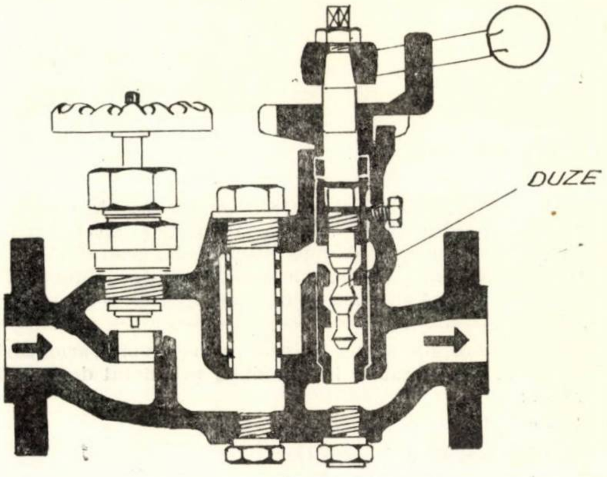
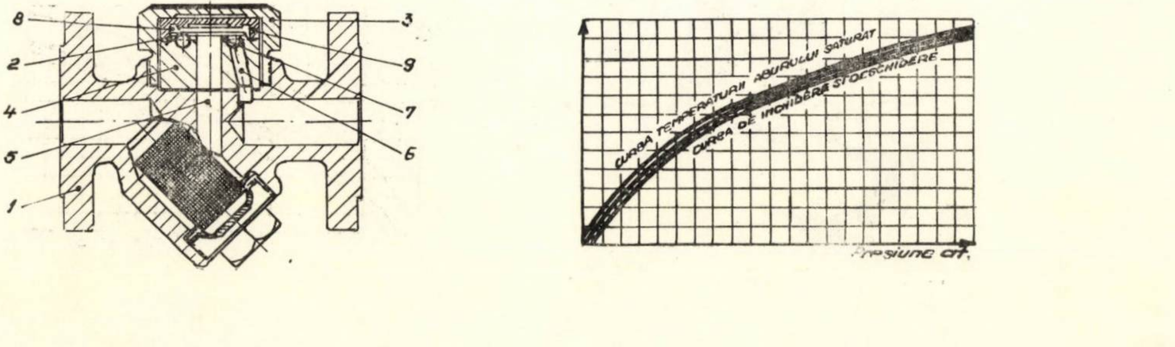


Fig. 10

În ceea ce priveşte separatoarele de condensat termodinamice de tip Sarco, Spirax etc., acestea, necerînd decît o subrăcire de ordin infim, funcţionează în condiţii foarte bune, dacă sînt montate la o distanţă de 1—2 m de la receptorul de căldură, cu atît mai mult că au o dezaerisire bună.

Trebuie avut în vedere, la alegerea mărimii, că la începutul încălzirii rezultă într-un timp scurt o cantitate foarte mare de condensat. Astfel, de exemplu : la o încălzire a unei cantităţi de apă de 100 l într-un schimbător de căldură de la 15 la 95° sînt necesare 17 kg abur, deşi numai pentru circa 5 minute (durata de încălzire).

Fig. 9


8
2
4
5
1
3
9
7
6
CURBA TEMPERATURII ABURULUI SATURAT
CURBA DE ÎNCHIDERE ŞI DESCHIDERE
Presiune at.

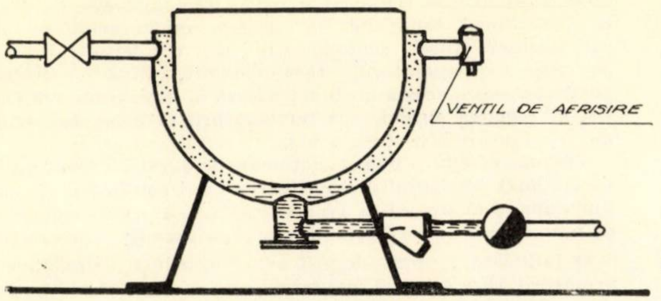


Fig. 11

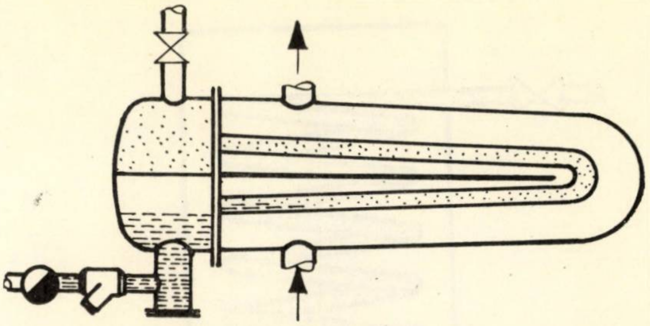


Fig. 13

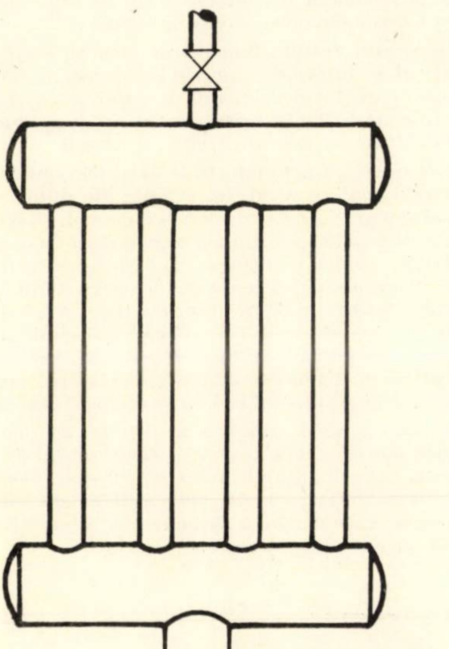
Aceasta înseamnă un debit mare pentru separatorul de condensat de circa 200 kg/h abur, pentru care trebuie dimensionată conducta de abur. Dacă mai prevedem şi o rezervă de debit necesară pentru condensatul rezultat la pornirea instalaţiei, se va alege un separator pentru o cantitate de 2—3 ori mai mare, adică pentru 400—600 kg/h, dimensionînd corespunzător şi conductele de abur şi condensat. Modul de dimensionare arătat mai înainte este, fireşte, valabil şi pentru oala de condensat cu plutitor şi recomandat de firmele producătoare pe baza unei experienţe îndelungate.

Analizînd o a doua grupă de schimbătoare de căldură, care sînt arătate în figurile 12 şi 13, la care condensatul se adună într-un colector, utilizînd pe rînd cele trei tipuri de separatoare comparativ, rezultă că oala cu plutitor se va deschide în funcţie de nivelul condensatului, indiferent de temperatura acestuia, deci utilizarea ei este indicată.

În ceea ce priveşte separatorul cu bimetal, corect reglat pentru evitarea pierderii de abur viu, acesta are nevoie de o prealabilă acumulare şi duce deci la o funcţionare cu intermitenţe repetate, ceea ce nu permite o utilizare optimă a acestuia.

În ceea ce priveşte separatorul termodinamic, se poate afirma că dă bune rezultate la intercalarea unei conducte de 1—2 m, deoarece subrăcirea necesară, faţă de cea cerută de separatorul cu bimetal, este foarte mică. Fireşte că la alegerea mărimii trebuie să se aibă în vedere cele arătate mai sus.

Fig. 12



Privind utilizarea armăturilor din cele trei tipuri constructive la o a treia grupă de schimbătoare de căldură arătate în figura 14, se constată că cel cu plutitor poate fi bine utilizat, cu condiţia, însă să fie dezaerisită în timpul funcţionării. Armăturile cu plutitor fără dezaerisire automată sau cu dezaerisire permisă de însăşi construcţia separatorului cu bimetal nu fac faţă în astfel de cazuri. Totuşi, la aceste schimbătoare, utilizarea separatoarelor cu bimetal este posibilă, deoarece se poate realiza subrăcirea condensatului printr-o acumulare relativ redusă în serpentina schimbătorului de căldură. Este, de asemenea, bine utilizabil separatorul termodinamic, fiind însă importantă alegerea justă a mărimii debitului pentru toate trei tipurile de armături.

În general, practica ne arată că schimbătoarele de căldură aparţin grupei 2 (fig. 12 şi 13) şi rareori grupei 3, astfel că oala cu plutitor are aproape caracter universal din punct de vedere funcţional, căreia îi urmează ca universalitate separatorul termodinamic, avînd o aplicabilitate mai redusă armătura termostatică cu bimetal.

Pentru alegerea armăturii de eliminat condensat trebuie avuţi în vedere, însă, şi alţi parametri, cum sînt:

— presiunea de exploatare;

— cheltuielile de întreţinere;

— variaţia şi dificultăţile contrapresiunii din conducta de condensat;

— influenţa negativă asupra reglajului automat al temperaturii;

— uşurinţa de montare;

— mărimea armăturii;

— costul ei;

— posibilitatea evacuării condensatului din abur supraîncălzit.

Astfel, armăturile de eliminare a condensatului pentru presiuni înalte, de exemplu 25 at, sînt oarecum scumpe, de volum mare, dacă sînt de tipul oalelor de condensat cu plutitor. O dezaerisire, foarte eficientă de altfel, ca cea prevăzută, de exemplu la Sarco, nu mai corespunde la astfel de presiuni. Dispozitivele de dezaerisire cu bimetal, ca element de impuls (execuţie) nu funcţionează bine într-o exploatare continuă, deoarece ele sînt reglate pentru o anumită temperatură şi nu urmează curba temperaturii aburului saturat.

Separatoarele cu bimetal pentru abur peste 25 at sînt şi ele voluminoase şi scumpe, pe lîngă celelalte dezavantaje semnalate. Numai separatoarele termodinamice de tip Spirax şi Sarco sînt şi la aceste presiuni de dimensiuni mici, eficiente şi relativ mai ieftine.

Acestea mai au avantajul că în exploatare pot fi urmărite în ce măsura sînt uzate, uzura permiţînd în acest caz trecerea aburului viu, care produce un zgomot, lovind placa de închidere a ventilului, ca o rafală de mitralieră, şi semnalînd astfel necesitatea înlocuirii piesei uzate, care este puţin costisitoare.

Contrapresiunea variabilă în conducta de condensat, deşi redusă, este de neînlăturat. La o dimensionare justă a conductelor, ea nu are un efect negativ la separatorul cu plutitor, nici asupra celui termodinamic, dar cel cu bimetal îşi modifică debitul în mod defavorabil datorită contrapresiunii care variază. Dacă contrapresiunea creşte, atunci subrăcirea necesară pentru a porni deschiderea ventilului trebuie să fie mai mare, iar dacă scade, ea poate fi mai mică. Aceasta poate duce la perturbaţii, cînd separatorul cu bimetal este reglat pentru o anumită contrapresiune, care însă se modifică în exploatare. Cînd contrapresiunea devine mai mică, sepa-

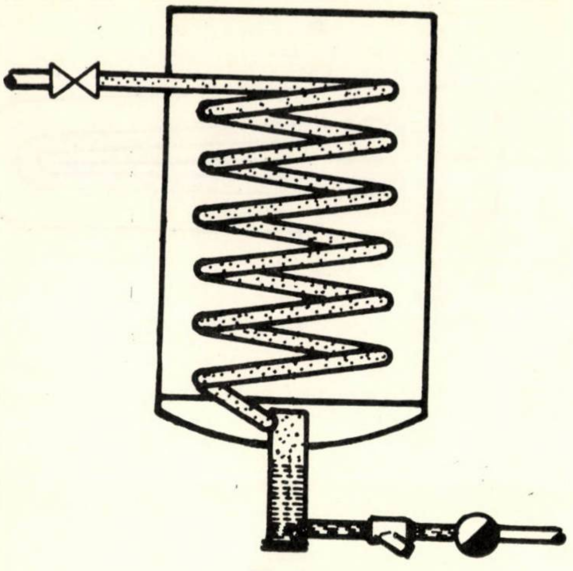


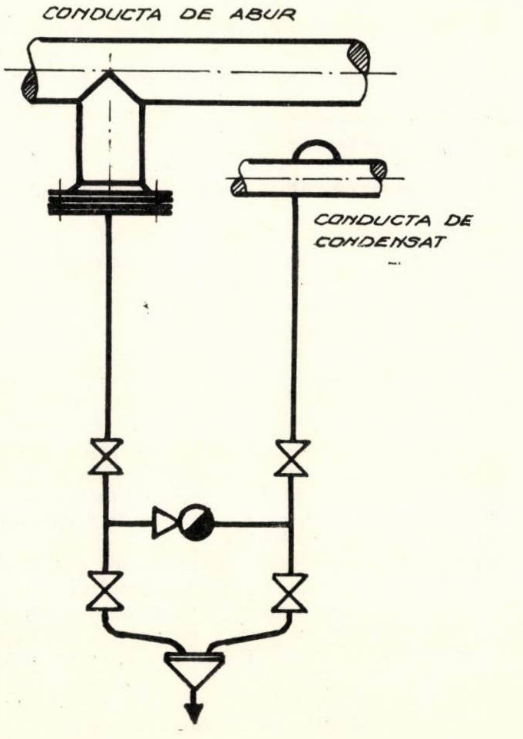
Fig. 14

ratorul lasă să treacă abur viu, iar în cazul contrapresiunii mai mari, acumularea de condensat în amonte de separator devine şi mai mare.

Multe din instalaţiile cu abur sînt reglate în funcţie de temperatură, prin strangularea alimentării cu abur, ceea ce provoacă o contrapresiune foarte variată în schimbătorul de căldură.

Singura armătură de eliminare a condensatului care corespunde în acest caz este cea cu plutitor. Există riscul, îndeosebi cînd presiunea în schimbător scade pînă aproape de 0 at, ca separatorul bimetalic să lucreze cu intermitenţe şi să golească total schimbătorul de condensat. În ceea ce priveşte separatorul termodinamic, după indicaţiile producătorului, acesta nu funcţionează la o presiune sub 1 at. Or, la reglarea automată a temperaturii se ivesc des astfel de presiuni reduse (sub 1 at).

Fig. 15



Trebuie reţinut că buna funcţionare de durată a armăturilor de eliminat condensatul şi obţinerea unui condensat cît mai pur impune montarea în avalul armăturii a unor separatori de nămol, ceea ce este valabil pentru oricare tip constructiv.

O influenţă asupra alegerii are şi uşurinţa de montare a armăturii, care este net favorabilă pentru separatorul termodinamic şi cel termostatic bimetalic, datorită volumului redus al construcţiei, cum şi preţului de cost. Trebuie să se ţină seama de cheltuielile de întreţinere, ca şi de posibilitatea înlocuirii ieftine a unor piese, ca, de exemplu, a plăcii mobile de la separatorul termodinamic.

Un capitol separat îl prezintă eliminarea condensatului din conductele de abur care transportă abur supraîncălzit.

În ceea ce priveşte condensatul din abur supraîncălzit, se ştie că aburul supraîncălzit nu formează, în general, condensat. Totuşi, se prevăd în cele mai multe cazuri armături de eliminare automată a condensatului,căci în cazul cînd nu există periodic sau ocazional consum de abur supraîncălzit, atunci se pierde repede căldura de supraîncălzire, cu toată izolaţia conductelor, iar aburul supraîncălzit se transformă în abur saturat. De aici necesitatea eliminării condensatului şi a prevederii separatoarelor, dar nu se recomandă să se elimine condensatul prin acestea şi la pornirea instalaţiei, ci numai pentru cazul unor opriri de scurtă durată, iar pentru pornire să se facă eliminarea manual.

Lucrul este şi mai evident dacă se ţine seamă de faptul că armătura de eliminat condensatul trebuie să fie etanşă şi la funcţionarea normală a reţelei de abur supraîncălzit. Aceasta este însă extrem de dificil, deoarece suprafeţele metalice numai cu greu se menţin etanş la abur supraîncălzit.

Pentru a se crea condiţii mai bune se realizează înaintea armăturii suprafeţe de răcire, care permit o acumulare minimă de condensat ce ajută la etanşare printr-un film de apă dispus între suprafeţele de etanşare ale armăturii.

O soluţie mai estetică şi practică este utilizarea separatorului termodinamic Sarco, care, după prospect, este construit în mod special pentru temperaturi pînă la 430°. Dar şi în acest caz se recomandă montarea prin utilizarea unui racord de la conducta de abur de 4—5 m lungime, pînă la separatorul termodinamic, conform figurii 15.

Din cele expuse rezultă importanţa alegerii juste a tipului constructiv al armăturii de eliminat condensat, a unei dimensionări corespunzătoare debitului de eliminat, a modului de montare a armăturilor, a caracteristicilor materialelor acestora, cît şi utilizarea separatoarelor de nămol.

Este deci necesară îmbunătăţirea oalei de condens cu plutitor „Metalurgica" ce se fabrică în ţară, din punct de vedere mecanic, al gabaritelor, al realizării dezaerisirii, al materialelor folosite, fabricarea în serie a unor separatoare de nămol, completînd datele tehnice de utilizare pentru armăturile de condensat cu diagrama debitelor ce pot fi evacuate în funcţie de diferenţa de presiune şi de presiunea iniţială, precum şi asimilarea, atît a separatorului termodinamic cu placă mobilă, cît şi a celui termostatic cu burduf, pentru avantajele ce le prezintă, atît prin mărimea redusă, robusteţea, rezistenţa la vibraţii etc., cît şi prin preţul redus şi avantajele în exploatare.

În ceea ce priveşte separatorul termostatic cu bimetal sau cu duze multiple, din analizele făcute au reieşit anumite dezavantaje, care duc la concluzia că nu este necesar ca şi acestea să fie asimilate, cu atît mai mult cu cît materialele speciale necesare şi tehnologia de fabricaţie a lor sînt mai greu de realizat în condiţiile actuale.

Îmbunătăţiri tehnologice în fabricarea vatei de sticlă

Ing. M. NESTOR

Cerinţele mereu crescînde ale constructorilor din ţara noastră au creat obligaţii noi producătorilor de materiale de construcţii. Dezvoltarea industriei chimice, creşterea continuă a investiţiilor în acest sector şi reducerea volumului de construcţii prin amplasarea anumitor instalaţii sub cerul liber au dus la o creştere considerabilă a consumului de materiale izolante, printre care vata de sticlă ocupă o pondere deosebită. Aceasta a impus singurei fabrici producătoare din ţara noastră creşterea producţiei cantitative şi calitative paralel cu necesitatea rentabilizării acestei producţii prin reducerea continuă a preţului de fabricaţie.

Comparativ cu anul 1959, cînd producţia nu depăşea 1 000 tone pe an, în anul 1967 producţia a atins 4 000 tone pe an, iar cerinţa este în continuă creştere.

Faţă de aceasta s-a impus revizuirea capacităţii de producţie, adaptarea de noi utilaje şi modificări tehnologice de bază care să ducă la creşterea capacităţii de producţie, îmbunătăţirea coeficientului de transmisie a căldurii, reducerea greutăţii volumetrice şi reducerea preţului de cost.

Vechea tehnologie cunoscută şi aplicată la noi, centrifugarea pe un singur disc orizontal, avea o serie de dezavantaje :

— productivitate foarte mică : 1,2 tone/24 ore şi maşină ;

— calitatea produsului destul de slabă datorită grosimii mari a firului ;

— consum mare de manoperă datorită faptului că nu se preta la mecanizarea aplicaţiilor de prefabricare ;

— cheltuieli mari de întreţinere şi reparaţie a agregatelor, datorită duratei scurte de exploatare ;

Ca avantaj prezenta o situaţie favorabilă în ceea ce priveşte materia primă folosită, putîndu-se utiliza 85 % cioburi de diferite calităţi şi numai 15 % fondant.

În vederea realizării unui produs superior în condiţii de productivitate ridicată au fost studiate diferitele procedee cunoscute. Concluzia trasă a fost că trebuie ales un procedeu tehnologic care să producă vată de sticlă prin procedee similare procedeelor moderne de mare productivitate şi totodată să se asigure calitatea corespunzătoare a produsului.

Evident însă, topiturile sticloase prezintă altă compoziţie, alte vîscozităţi şi alte condiţii de fibrilizare în comparaţie cu vata minerală.

Studiul teoretic al produsului de vată pleacă de la ipoteza că formarea firului de vată trebuie urmărită ca o scurgere cu o vîscozitate variabilă. Scurgerea sticlei prin fidere, înainte de formare, se prezintă neizotermă, dar potenţială şi, ca atare, putem spune că :

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\Delta p}{\Delta l} = \text{constant}$$

unde : Δp este variaţia presiunii ;

Δl — lungimea fiderului.

Cînd topitura curge liber, caz frecvent în producerea vatei de sticlă, curgerea poate fi definită pe cale analitică. Se ia din lungimea fiderului o porţiune infinitezimală δl, astfel ca prin ea curgerea să fie considerată momentan izotermă. Pe această porţiune variaţia infinitezimală a presiunii o notăm cu $\delta\Delta p$. Pentru o curgere laminară vom putea determina debitul cu formula :

$$Q = \frac{\pi \rho R^4}{8\eta} = \frac{\delta \Delta p}{\delta l}$$

unde :

ρ este densitatea sticlei ;

R — raza fiderului ;

η — vîscozitatea topiturii.

Dacă gradientul de presiuni este constant, atunci $\frac{\delta \Delta p}{\delta l} =$ $=$ constant şi formula devine :

$$Q = \frac{\pi \rho R^4}{8\eta} \cdot \frac{\Delta p}{l} .$$

Presiunea hidraulică Δp se determină în funcţie de nivelul sticlei în cuptorul de topire, lungimea fiderului şi densitatea sticlei

$$\Delta p = (L + l)\, \rho g$$

unde :

L este nivelul sticlei din cuptor ;

l — lungimea fiderului ;

g — acceleraţia gravitaţiei.

În condiţiile unei producţii industriale se caută realizarea unui debit aproximativ constant. Ignorînd variaţiile de debit ce apar la pornirea fabricaţiei se poate considera debitul alimentat prin fider aproximativ constant, şi formula devine :

$$Q = \frac{\pi \rho R^4}{8\eta} \cdot \frac{(L + l)\, \rho g}{l} = \text{constant.}$$

Acelaşi debit se poate determina, plecînd de la viteza de curgere şi diametrul jetului, cu formula :

$$Q = u \frac{\pi d^2 \rho}{4}$$

unde :

u este viteza de curgere a jetului de topitură ;

d — diametrul jetului ;

ρ — densitatea sticlei.

Egalînd cele două expresii, rezultă :

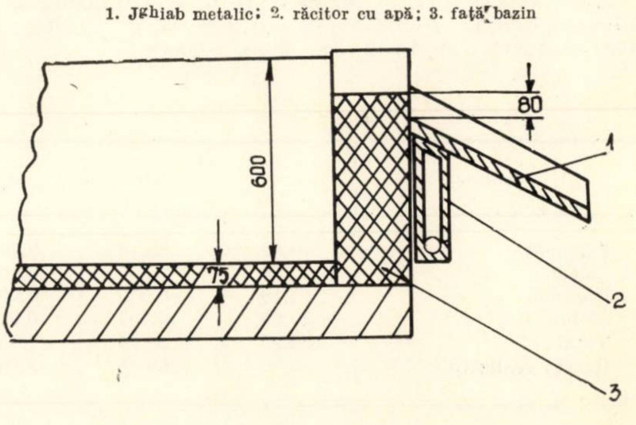
$$\frac{\pi \rho R^4}{8\eta} \cdot \frac{(L + l)\, \rho g}{l} = u \frac{\pi d^2 \rho}{4}$$

de unde rezultă diametrul jetului de topitură d

$$d^2 = \frac{4\pi \rho D^4 (L + l) \cdot \rho g}{8 \cdot 16 \cdot \eta\, l u \pi \rho} .$$

Fig. 1

1. Jgheab metalic; 2. răcitor cu apă; 3. faţă bazin



S-a notat prin D diametrul fiderului şi formula se poate pune sub următoarea formă :

$$d = \sqrt{\frac{1}{2}\rho g \frac{L+l}{u\eta l}\,\frac{D^4}{16}} = \frac{1}{4\sqrt{2}}\sqrt{\frac{(L+l)\,\rho g\, D^4}{l\eta u}}.$$

În cazul fibrilizării cu debit mare am proiectat scurgerea cu jgheab sub nivelul topiturii (fig. 1).

În acest caz, lungimea l este cuprinsă în valoarea lui L. Valoarea lui L se determină cu formula :

$$d = 0{,}175\sqrt{\frac{L}{l}\rho g\frac{D^4}{\eta u}}$$

$$d = 0{,}176\sqrt{K}$$

unde

$$K = \frac{L\varphi g\, D^4}{l\eta u}.$$

Mărimea K fiind elementul caracteristic al fabricaţiei, permite experimentări de laborator prin criteriul de similitudine Reynolds.

Pornind de la aceste considerente teoretice rezultă că producerea unei vate de calitate superioară cu diametrul firului cuprins între 2—10 microni este condiţionată de o pluralitate de factori, şi anume :

a) vîscozitatea topiturii ;

b) lungimea fiderului şi secţiunea lui ;

c) debitul de topitură necesar, determinat de diametrul orificiului de scurgere.

Debitul necesar de topitură era o condiţie impusă de necesitatea producţiei şi acest parametru trebuia satisfăcut apriori.

Se putea acţiona deci în principal asupra următorilor parametri (a + b) :

a) Compoziţia topiturii astfel aleasă încît să permită o fibrilizare în masă a topiturii şi cu procent cît mai mic de picături nefibrilizate. Pentru a reduce vîscozitatea topiturii alese trebuia ca aceasta să fie evacuată la o temperatură cît mai ridicată, pe un fider de lungime cît mai mică, în condiţiile unui debit impus.

În vederea alegerii topiturii optime trebuia ca aceasta să se apropie de topiturile minerale folosite curent, evident păstrîndu-se caracterul sticlos al topiturii, care să asigure în produsul finit o conductibilitate termică superioară produsului anterior fabricat. Aceste compoziţii necesită o creştere a trioxidului de aluminiu pînă la 10 %, o creştere a oxidului de calciu pînă la 30 %, paralel cu o reducere a procentului de oxid de siliciu pînă la 50 %, şi reducerea procentului de alcalii pînă la 0,5 %. Evident, producerea unor asemenea topituri deosebit de agresive faţă de refractare impune condiţii dificile de topire, dar asigură vîscozităţi foarte favorabile proceselor de fibrilizare. În alegerea acestei compoziţii s-a plecat de la datele comparative ale produselor similare produse în R. D. G., U. R. S. S., R. S. România.

Astfel, vata de sticlă livrată de R. D. G. avea următoarea compoziţie : SiO_2 — 53,9 %, Fe_2O_3 — 2,46 % ; Al_2O_3 — 7,20 % ; CaO — 31,30 % ; MgO — 2,20 %, Fe_2O_3 — 2,80 %.

Compoziţiile folosite în U.R.S.S. la fabricarea vatei de sticlă, cît şi a sticlei izolatoare (topituri realizate în cuptoare electrice) aveau următoarea compoziţie oxidrică : SiO_2 — 50,3 % ; Al_2O_3 — 10,2 % ; CaO — 33,07 % ; Na_2O — 0,75 % ; MgO — 4,98 % ; Fe_2O_3 — 0,03 % ; iar compoziţia optimă recomandată era următoarea : SiO_2 63,4 ± 0,5 % ; Al_2O_3 5,5 ± 0,2 % ; CaO 13 ± 0,3 % ; MgO 4 ± 0,3 % ; Na_2O 2 ± ± 0,2 %.

Compoziţia ce urma a fi folosită trebuia adaptată după compoziţia materiilor prime folosite în fabricarea sticlei şi cu un adaos de cioburi în scopul reducerii costului materiilor prime. În acest sens s-a trecut la calcularea unei reţete în care a fost crescut treptat conţinutul în oxid de calciu pînă la 31 % şi în trioxid de aluminiu pînă la 7 %, iar procentul de fondant scăzut pînă la 6 %. Nu s-a putut reduce mai mult procentul de fondant datorită prezenţei cioburilor. Această adaptare a fost făcută pe parcursul unei experimentări care a durat şase luni, iar reţeta finală obţinută şi şarja folosită sînt date în tabela 1.

Această topitură a fost realizată iniţial cu un cuptor vană cu adîncimea de 600 mm, impusă de gradientul termic al topiturii. Cuptorul era fără camere regeneratoare, cele două guri de tiraj fiind amplasate frontal, către zona de curgere. Încălzirea s-a făcut cu gaz metan şi aer suflat.

Datorită însă neajunsurilor survenite în exploatare s-a modificat cuptorul după tipul cuptoarelor Unit-Melter fără recuperare (forma americană), urmînd ca în continuare să se adapteze un recuperator metalic sau ceramic.

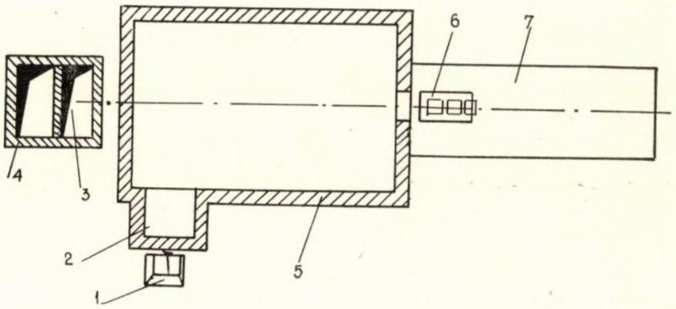


Fig. 2. Secţiune în plan a liniei tehnologice

1. alimentator ; *2.* gură de alimentare ; *3.* canal de aducţiune cu aer încălzit ; *4.* canal de evacuare pentru gaze ; *5.* bazin-cuptor ; *6.* maşină de fibrilizat ; *7.* cameră de sedimentare

Preconizăm executarea unui cuptor de tip Melter cu recuperator ceramic sau metalic continuu şi boltă dublă, aşa cum este prezentat principial în figura 3. Cuptorul a fost realizat integral cu bazinul de corhard ZAC 1681, fundul fiind placat, iar bolţile din material silica supradens.

Temperatura folosită la topire este de 1 500°, iar în zona de curgere către fidere de 1 400° (măsurători făcute cu pirometrul radiamatic în topitură).

Topitura ajunge la fidere cu o temperatură de aproximativ 1 350°C şi se asigură o vîscozitate satisfăcătoare procesului de fibrilizare.

b) Lungimea, forma, temperatura şi diametrul fiderului joacă un rol determinant în producerea unei vate de calitate. Viteza de curgere prin fider trebuie aleasă şi ea în condiţii optime pentru a fi cît mai izotermă în condiţiile unui debit mare.

Tabela 1

Denumirea	kg	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	Alcalii	P.C.
Feldspat	46,67	35,13	6,70	0,290	0,420	0,281	3,546	0,3080
Calcar	47,50	0,55	0,1995	0,033	25,86	0,351	—	20,49
Dolomit	12,10	0,312	0,0532	0,0206	3,795	2,42	—	5,48
Cioburi	20,00	14,452	0,200	0,028	1,85	0,64	2,82	—
Total	126,27	50,45	7,1545	0,362	31,93	3,70	6,372	26,28
Reţeta realizată	—	50,45	7,16	0,36	31,94	3,7	6,37	—

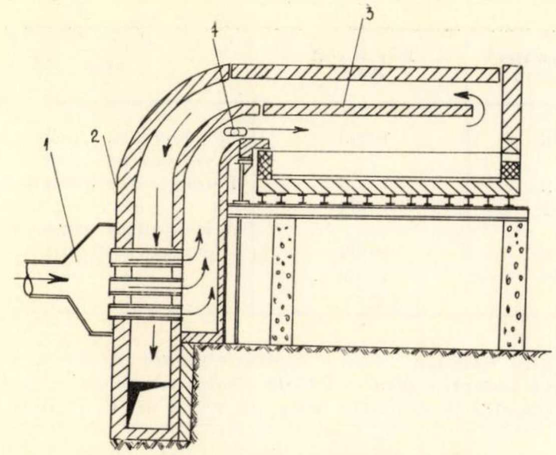


Fig. 3. Schema cuptorului cu recuperare continuă

1. racord aer combustie; *2.* schimbător de căldură; *3.* bolta intermediară; *4.* injector gaz; *5.* orificiu de scurgere; *6.* placaj

Experienţa de laborator, plecînd de la relaţia teoretică găsită anterior şi anume: $d = 0{,}176\sqrt{K}$,indica datele statistice din tabela 2.

Tabela 2

D (mm)	1	1,4	1,8	2,2
dex (μ)	4,7	7,6	3,2	21,4
dt (μ)	4	7,6	12	19,3
u (mm/min)	3 020	2 500	2 000	1 000
η (poz.)	2 820	1 820	1 180	605

Se observă că atunci cînd diametrele fiderelor sînt mici, abaterea de la calculul teoretic este foarte mică. Aceasta indica justeţea ipotezelor teoretice abordate. O dată cu creşterea debitelor, deci a diametrelor fiderelor, abaterile devin mai mari, datorită prezenţei unor factori perturbatori greu de stăpînit. În condiţiile debitului impus de 16 t/25 h, ceea ce revine la un debit de 11 kg/min, rezultă o viteză foarte mare în condiţiile unui fider mic şi o abatere grosolană de la un regim izoterm de curgere. Pentru a ne apropia de condiţiile teoretice studiate s-a construit un fider în formă de jgheab cu diametrul de 50 cm, cu o pantă de cca 45° şi o lungime de 40 cm. Pentru a accelera viteza de curgere în jgheab, marginea lui superioară se amplasează la 8 cm sub nivelul sticlei, sticla pătrunzînd în jgheab cu viteză de 40 cm/min, viteză destul de mare, dar cu mult inferioară celor teoretice studiate. Jgheabul se fabrică din tablă refractară şi e acoperit cu placă mineralo-ceramică la interior. Iniţial, acest jgheab este încălzit, dar datorită condiţiilor grele de lucru s-a abandonat ulterior încălzirea continuă, neputîndu-se găsi un dispozitiv robust eficace.

MAŞINA DE FIBRILIZAT

Fibrilizarea unei cantităţi mari de topitură într-un timp scurt impunea adoptarea unui procedeu de mare productivitate. Procedeul centrifugat suflat în clopote metalice, cunoscut sub numele de procedeul Tell (T. F. D.) nu putea fi adoptat datorită complicaţiilor constructive ale maşinii, cît şi datorită productivităţii scăzute (maximum 6 t/24 h).

S-a adoptat procedeul centrifugării în trei trepte pe discuri circulare refractare nerăcite (fig. 4).

Treptele de fibrilizare se realizează prin trepte de viteze periferice obţinute prin variaţie de turaţie de la primul la al treilea disc şi variaţii de diametre. Iniţial, maşina propusă urmărea să aibă la primul disc aproximativ 6 000 rot/min, iar la celelalte trepte, respectiv 2 şi 3, 7 000 şi 8 000 rot/min. Datorită însă condiţiilor grele de fibrilizare şi deficienţelor apărute în construcţie, întreaga gamă de turaţie a fost redusă, iar discurile uşurate şi echilibrate. În aceste condiţii, turaţia primului disc a atins 4 800 rot/min. Materialul folosit pentru discuri este un oţel forjat 33 M_0C_{11}. Maşina centrifugală folosită este asemănătoare cu cele întrebuinţate în fabricarea vatelor minerale.

În rest, linia tehnologică asimilată se compune dintr-o cameră de sedimentare cu bandă cu viteza reglabilă. Spre deosebire de instalaţiile similare folosite la vata minerală, captarea picăturilor sferice de sticlă nefibrilizate din conul de formare a trebuit amplasată diferit, traiectoria particulelor reci de sticlă fiind diferită de cele obţinute în fabricarea vatei minerale.

În vederea asigurării unor condiţii de muncă superioare în procesul de formare, în jetul de aer de dispersie a fost introdusă o soluţie de hidrolină dizolvată în apă şi puternic pulverizată (proporţia : 1 g de hidrolină la 10 ml apă). Din această soluţie se folosesc 100 litri pentru procurarea a 1 000 kg de vată brută. Acest lucru a dus la creşterea greutăţii volumetrice a vatei şi a ameliorat condiţiile de muncă, reducînd pulberile din atmosferă. Noul produs corespunde cerinţelor calitative impuse, fiind net superior produsului anterior ca aspect şi caracteristici fizico-chimice.

Progresul în ceea ce priveşte diametrul fibrelor se vede din tabela 3 şi din curbele comparative prezentate în figura 5.

Tabela 3

Tabela comparativă

	Situaţia veche		Situaţia nouă	
	Diametrul firelor	%	Diametrul firelor	%
1	86,6	1	—	—
2	73	3	—	—
3	60	6	—	—
4	40	5	—	—
5	33	12	—	—
6	26	15	26,6	2
7	20	15	20,0	10
8	13	23	13	34
9	6,6	3	10	12
10	3,5	2	6,6	22
11	—	—	3,3	22

Se observă că produsul nou obţinut are 88% din totalul fibrelor cu diametrele cuprinse între 3,3 şi 20. Produsul similar avea în trecut o calitate inferioară, posedînd fire deosebit de groase, majoritatea fibrelor avînd diametrul peste 20.

Ca urmare a acestei situaţii favorabile, coeficientul de conductibilitate al vatei se ameliorează substanţial, devenind de 0,03 kcal/m h°C.

Fig. 4. Principiul fibrilizării în trepte

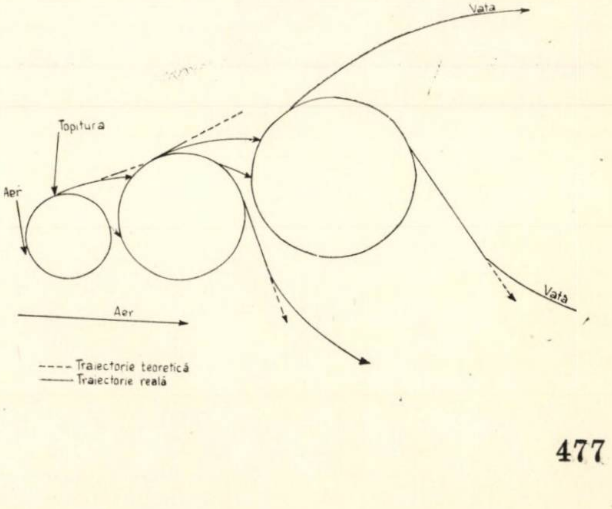


Tabela 4

	Perioada	Producţia medie zilnică (kg/24 h)	Productivitatea fizică (1 kg/muncitor)	Preţ de cost (lei/t)	OBS
1	ian-dec. 1965	8 376	2,178	1 999	Se lucrează prin vechiul procedeu
2	trim. I/966	10 744	3,012	1 853	Perioada de experimentare
3	trim. II/ 966	15 043	4,281	1 302	—
4	trim. III/966	15 960	3,882	1 692	A fost oprit cuptorul pentru reparaţii
5	trim. IV/966	16 032	5,784	1 239	—

Nu trebuie ignorată, totodată, latura economică a acestei producţii. În trecut, acest produs se fabrica în condiţii nerentabile datorită cantităţii mici produse pe agregat, manoperei deosebit de mari consumate pe unitatea de produs şi cheltuielilor mari de întreţinere şi reparaţie.

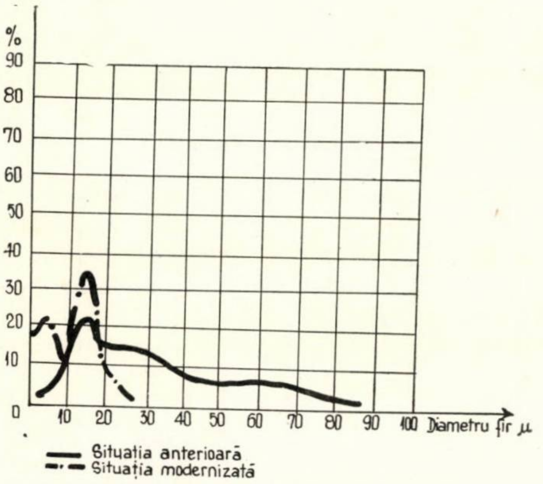


Fig. 5. Situaţie comparativă a procedeelor (fibrilizarea)

O dată cu creşterea producţiei au scăzut considerabil cheltuielile de întreţinere şi s-a redus considerabil valoarea manoperei necesare pe unitatea de produs.

Paralel cu aceasta a crescut ponderea valorică a materiilor prime folosite datorită în special cantităţii sporite de feldspat introduse în amestec.

În aceste condiţii, produsul a devenit rentabil şi calitativ superior, aşa cum reiese din tabela 4 şi din diagrama din figura 6.

Evident, progresele înregistrate nu oglindesc toate rezervele încă existente. În acest sens se preconizează reducerea consumului de combustibil prin construirea unui cuptor cu recuperare (fig. 3) şi creşterea cantităţii de topitură prin încălzirea electrică complementară a topiturii înainte de fibrilizare în scopul reducerii picăturilor de sticlă nefibrilizată, care se menţin încă în cantitate destul de mare, aşa cum reiese din diagrama prezentată. Aceste probleme stau în continuare în atenţia colectivului nostru, care depune eforturi pentru studierea şi ameliorarea tehnologiei.

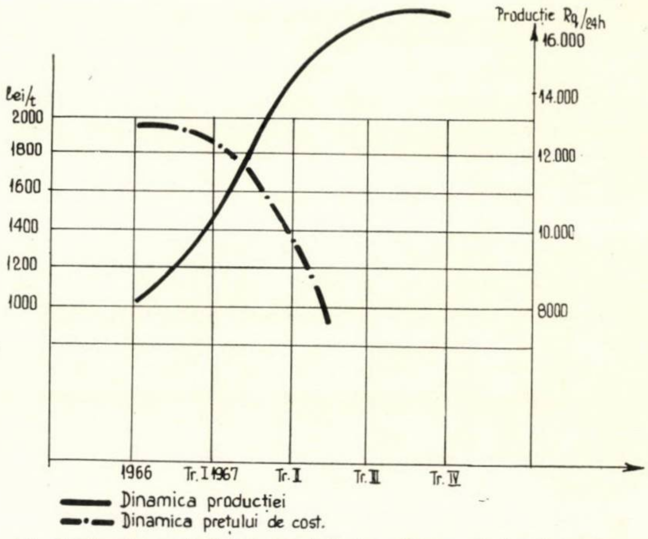


Fig. 6. Dinamica producţiei şi a preţului de cost în procedeul modernizat

Bibliografie

[1] Fedocev D.V., Rialov V.A., Kupeev: *Dependenţa diametrului firului de vată de sticlă de condiţiile de formare.* Sticla şi ceramica, nr. 11, 1966, pag. 17.

[2] Hodocivski M.D., Kutucov S.S.: *Noua metodă de cercetare a procesului de formare continuă a vatei de sticlă.* Sticla şi ceramica, nr. 2, 1966, pag. 15.

[3] Sapojnicov M.I.: *Utilajul mecanic pentru producerea materialului de construcţie şi a materialeleor izolatoare.* Cap.: Utilajul special pentru producerea vatei minerale Ed. Maşghiz. 1962, pag. 419–425.

[4] Grupa de cercetare a fabricii de geamuri Scăeni: *Referat privitor la îmbunătăţiri tehnologice efectuate la secţia vată de sticlă Scăeni.*

Betonul aparent cu parament brut sau decorativ

Schimbul de experienţă organizat la Cluj la 10 şi 11 noiembrie 1967

Conf. ing. E. BEIU

Definiţiile care se pot da betonului aparent cu parament brut sau decorativ sînt multiple.

Sintetizînd diferitele definiţii, putem spune că betonul aparent cu parament brut sau decoratv reprezintă un mod de prezentare a betonului care îi permite să îmbrace forme de exprimare proprii, un mod de valorificare pe o treaptă superioară a betonului, rezultat al unei tehnologii de execuţie specifice.

Din nici o formă de definire nu poate lipsi însă ceea ce constituie calitatea esenţială, şi anume, că betonul aparent reprezintă o formă de realizare eficientă a betonului, atît din punct de vedere tehnic, cît şi economic.

A realiza beton aparent înseamnă a elimina din procesul de execuţie a obiectului tencuielile, lucrări de productivitate scăzută şi care consumă timp atît pentru realizarea, cît şi pentru uscarea lor.

Se obţine astfel o reducere a consumului de manoperă şi a duratei de execuţie a lucrării.

Suprafeţele realizate în beton aparent sînt calitativ superioare celor tencuite, mai rezistente la acţiunea agenţilor externi, fapt care duce la o reducere substanţială a cheltuielilor de întreţinere în timp.

Tehnica mondială numără în prezent betonul aparent printre realizările de largă utilizare, datorită avantajelor pe care le prezintă.

În scopul promovării betonului aparent la lucrările de construcţii din ţara noastră, în baza unei tehnologii de lucru corespunzătoare specificului şi condiţiilor existente, a fost introdusă în planul de cercetare a Secţiei INCERC-Cluj tema avînd ca obiect realizarea betoanelor aparente cu parament brut sau decorative.

Colectivul de cercetare pentru betoanele aparente cu parament brut a fost lărgit, prin participarea, în calitate de colaboratori, a Facultăţii de construcţii din Cluj, prin cadre didactice aparţinînd disciplinei „Tehnologia construcţiilor şi prefabricatelor'' (Catedra construcţii de beton armat) şi a Intreprinderii construcţii-montaj Cluj din cadrul M.C.I.C.R.

Cercetările efectuate în direcţia betonului aparent cu parament brut sau decorativ au fost finalizate prin lucrări experimentale executate în oraşele Cluj şi Turda.

În final a fost elaborată tehnologia specifică betonului aparent cu parament brut sau decorativ.

În paralel cu cercetările efectuate de către secţia INCERC-Cluj şi colaboratorii, în anii 1966 şi 1967, preocupări similare au condus colective de ingineri şi arhitecţi din alte localităţi din ţară spre realizarea unor lucrări de construcţii experimentale din beton aparent cu parament brut sau decorativ.

În scopul prezentării realizărilor obţinute la Cluj şi în alte centre din ţară : Bucureşti, Oraşul Gh. Gheorghiu-Dej, Craiova, Braşov şi Palas-Constanţa, în domeniul betoanelor aparente cu parament brut sau decorativ, şi pentru a crea condiţiile unui util schimb de păreri, secţia INCERC din Cluj, Intreprinderea construcţii-montaj Cluj şi Facultatea de construcţii din Cluj au organizat la Cluj în zilele de 10 şi 11 noiembrie 1967 un schimb de experienţă.

Au participat circa 120 de ingineri şi arhitecţi delegaţi din partea C.S.C.A.S., M.I.C., M.C.I.C.R., Direcţiei generale de construcţii a Capitalei, trusturilor şi întreprinderilor de construcţii din diferite localităţi din ţară, institutelor centrale de proiectare, D.S.A.P.C.-urilor şi ai unor instituţii de învăţămînt superior.

După vizitarea lucrărilor experimentale executate în oraşele Cluj şi Turda au fost prezentate referate de către :

1 — Secţia INCERC-Cluj, Intreprinderea construcţii montaj Cluj şi disciplina Tehnologia construcţiilor din Facultatea de construcţii Cluj, în problema betonului aparent cu parament brut.

2 — I. S. C. M. oraş Gh. Gheorghiu-Dej, care a prezentat realizările obţinute în anul 1967 la sala sporturilor din localitate, executată din elemente prefabricate de beton aparent cu parament brut, realizate în cofraje de scîndură.

3 — I.S.C.M. Craiova, asupra unei lucrări din beton cu parament brut executată la fabrica de acid azotic.

4 — I. C.M. Bucureşti, asupra unei lucrări din beton aparent cu parament brut executată la Palas-Constanţa.

5 — Trustul 5 construcţii Braşov asupra unei lucrări din beton aparent cu parament brut sau spălat, executată la Braşov.

6 — Secţia INCERC Cluj în problema betonului aparent decorativ.

7 — Secţia finisaj din INCERC Bucureşti, care a prezentat realizările obţinute la blocuri de locuinţe executate din panouri mari de beton aparent decorativ.

8 — Secţia finisaj din INCERC Bucureşti, care a prezentat elemente spaţiale sculpturale executate din beton aparent cu parament brut.

În cele ce urmează se prezintă referatele colectivelor din Cluj, Craiova, Braşov şi I. C. M. Bucureşti.

Realizarea betoanelor aparente cu parament brut avînd suprafeţe netede şi în relief*

Conf. ing. E. BEIU
INCERC-secţia Cluj

Apreciind avantajele pe care le aduce promovarea betoanelor aparente cu parament brut la realizarea construcţiilor industriale şi civile, INCERC prin secţia Cluj, în colaborare cu Intreprinderea de construcţii-montaj (din M.C.I.C.R.) şi Facultatea de construcţii din Institutul politehnic din Cluj** au efectuat, începînd din anul 1966, cercetări în legătură cu realizarea betoanelor aparente cu parament brut, urmînd în final elaborarea tehnologiei specifice acestui gen de lucrări.

Problemele luate în studiu s-au referit la :

— influenţa calităţii unor materiale componente din reţeta betonului, în special marca cimentului şi natura părţilor fine ;

— influenţa proporţiilor diferitelor elemente componente din betonul proaspăt, asupra principalelor caracteristici ale acestuia, ca consistenţa, lucrabilitatea, tendinţa de segregare etc. ;

— influenţa materialului folosit pentru realizarea mantalei cofrajului, asupra feţei betonului aparent ;

— tehnica realizării unor panouri de cofraj etanşe ;

— tehnica şi detaliile de etanşare a îmbinărilor dintre panourile de cofraj ;

— detaliile de rigidizare a panourilor de cofraj pentru diferite elemente ca : plăci, grinzi, stîlpi, pereţi şi tehnica etanşării găurilor practicate în cofraj ;

— rigidizarea în ansamblu a cofrajului pentru pereţi, stîlpi, planşee ;

— realizarea rosturilor dintre panourile de cofraj pe faţa văzută a betonului ;

— realizarea muchiilor vii şi teşite la stîlpi şi grinzi ;

— tehnica şi detaliile realizării suprafeţelor de beton aparent cu faţa în relief ;

— asigurarea acoperirii cu beton a armăturilor ;

— tehnica şi detaliile privind realizarea rosturilor de betonare în diferite elemente de construcţii (stîlpi, grinzi, pereţi, planşee) ;

— tehnica vibrării betonului în diferite elemente de construcţii ;

— tehnica efectuării „toaletei" suprafeţelor de beton cu parament brut, după decofrare.

Au mai fost făcute (cu caracter secundar) observaţii privind :

— comportarea betonului proaspăt la transport ;

— influenţa utilizării plastifianţilor LSC şi a combinaţiei LSC + AAS sub aspectul realizării unor reţete mai eficiente ;

— influenţa substanţelor decofrante ;

— influenţa udării cofrajului înainte de betonare ;

— influenţa formei şi secţiunii elementului de construcţie asupra feţei betonului aparent ;

— modul de păstrare a betonului după turnare ;

— efectul scurgerii timpului, după decofrare, asupra feţelor de beton aparent.

Documentarea asupra problemei betonului aparent s-a efectuat prin cercetarea literaturii străine de specialitate, indicată la sfîrşitul articolului.

Cercetările s-au desfăşurat pe etape, după cum urmează :

— cercetări de laborator ;

— executarea unei machete la scara 1 : 1 cu caracter experimental ;

— executarea unor construcţii experimentale.

Problemele amintite ca făcînd obiectul cercetărilor au fost luate în studiu, unele în cadrul fiecăreia din cele trei etape, asigurîndu-li-se un caracter de continuitate în trepte, iar altele numai în etapele 2 şi 3.

În cadrul cercetărilor de laborator efectuate în anul 1966 şi continuate în anul 1967 au fost studiate peste 60 de reţete de beton la care s-au variat : cimentul (calitativ şi cantitativ), adaosul de părţi fine (calitativ şi cantitativ) şi consistenţa betonului proaspăt.

Au fost efectuate determinări privind : lucrabilitatea, prin analiza raportului dintre tasare şi răspîndire şi a timpului de remodelare, tendinţa de segregare prin determinarea indicelui de separare a apei, greutatea specifică a betonului proaspăt şi întărit, rezistenţa la compresiune după şapte zile.

Din numărul total de reţete luate în studiu au fost selectate un număr de 18 reţete, care au fost întrebuinţate în continuare la betonarea unui număr de 42 de elemente de grindă, opt elemente de perete şi opt stîlpi.

Panourile de cofraj au fost realizate cu manta din PFL dur, placaj cu peliculă de tego sau cherestea.

Compactarea betonului s-a realizat cu diferite pervibratoare avînd frecvenţa între 3 000 şi 12 000 vibraţii pe minut.

După definitivarea cercetărilor de laborator s-a trecut la prima formă experimentală în cadrul căreia s-a executat în beton aparent cu parament brut o machetă la scara 1 : 1, avînd suprafaţa în plan orizontal de 16 m² alcătuită din stîlpi, grinzi, pereţi şi placă. La betonarea machetei au fost utilizate două reţete selecţionate din cele 18 anterioare. Au fost obţinute rezultate satisfăcătoare cu ambele reţete.

În cadrul următoarei etape — executarea de construcţii experimentale — a fost prevăzută iniţial în program executarea halei cuptoarelor de recoacere la Fabrica de sticlă din Turda (executant, Intreprinderea de construcţii-montaj Cluj).

Reţeta de betoane a fost stabilită ca o medie între cele două reţete încercate pe machetă.

La această hală au fost executate în beton aparent cele două frontoane de capăt alcătuite din stîlpi, grinzi şi pereţi (fig. 1, 2, 3, 4) şi frontonul principal alcătuit dintr-un panou de perete plin de 5 m înălţime, desfăşurat pe întreaga faţadă lungă de 60 m.

Acest panou de perete, realizat la exterior cu faţa în relief (fig. 5, 6 şi 7), este susţinut de scheletul de beton armat neaparent, realizat în condiţii curente la sfîrşitul anului anterior *.

În afara programului iniţial stabilit, s-a mai executat încă o lucrare cu caracter experimental în oraşul Cluj : staţia de întreţinere auto (executant T. R. C. Cluj, Grupul nr. 1 şantiere). La această construcţie au fost realizate în beton aparent : faţada principală alcătuită din stîlpi şi grinzi (fig. 8, 9), grinzile din frontoanele de capăt, o porţiune din planşeul anexei nord şi planşeul cu stîlpii de susţinere, care alcătuiesc deschiderea centrală a construcţiei** (fig. 10).

Principalele concluzii sînt următoarele :

1. Calitatea materialelor componente din reţeta betonului are mare importanţă. Între cimentul RIM 200 şi PZ 400, mai potrivit scopului este cimentul PZ 400, cu care se obţin betoane mai lucrabile.

În privinţa conţinutului amestecului de beton proaspăt se recomandă a avea o cantitate de 400—450 kg/m³ părţi fine care în parte se realizează prin cantitatea de ciment şi părţile fine (0—0,2 mm).

Adaosul de părţi fine (0—0,2 mm) se poate realiza din nisip fin, ca de exemplu nisipul de Chinteni Cluj sau din filerul de calcar. Din motive de calitate şi economie, autorii optează pentru filerul de calcar.

---

* Colectivul care a efectuat lucrările de cercetare:
INCERC — Secţia Cluj: conf. ing. Eugen Beiu;
Institutul politehnic Cluj: asist. ing. Terente Hossu, asist. ing. Ioan Capătă;
Intreprinderea construcţii-montaj Cluj: dir. tehnic ing. Mircea Popovici, ing. E. Găvruş, ing. Dtru. Bojan, ing. Gh. Steroiu.

** Cadre didactice aparţinînd disciplinei „Tehnologia construcţiilor" din cadrul catedrei „Construcţii de beton armat".

* Au colaborat la realizarea structurilor de beton aparent ing. M. Puşcaş, ing. P. Moldovan (I.C.M. Cluj) şi arh. I. Barton (I.P.I.U. Bucureşti).

** Au colaborat la realizarea acestei lucrări prof. ing. M. Mihailescu, arh. I. Enescu, arh. M. Pascal (IPCT-Bucureşti), ing. P. Pîrvulescu, ing. G. Beşa (T.R.C. — Cluj) şi DSAPC. — Cluj.

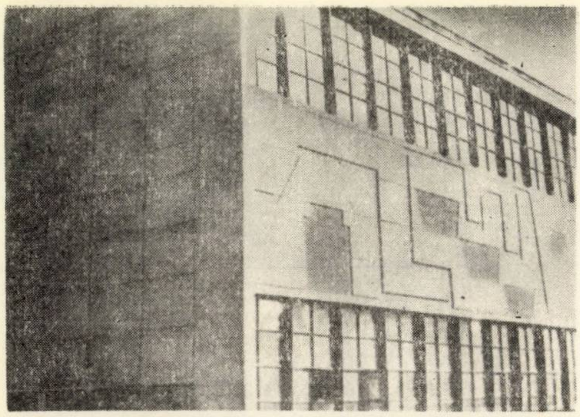


Fig. 1. Frontonul de capăt dinspre sud de la hala cuptoarelor de recoacere a fabricii de sticlă din Turda

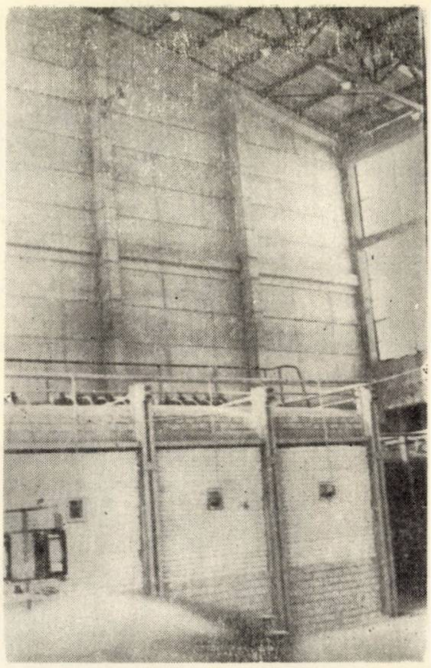


Fig. 4. Vedere interioară a frontonului de capăt nordic

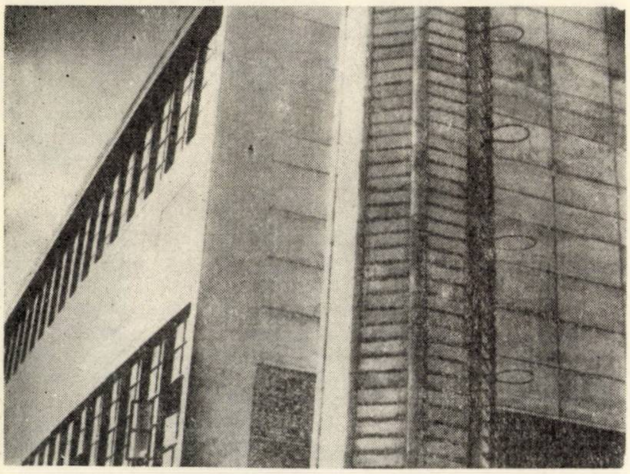


Fig. 2. Frontonul de capăt dinspre nord de la hala cuptoarelor de recoacere a fabricii de sticlă din Turda

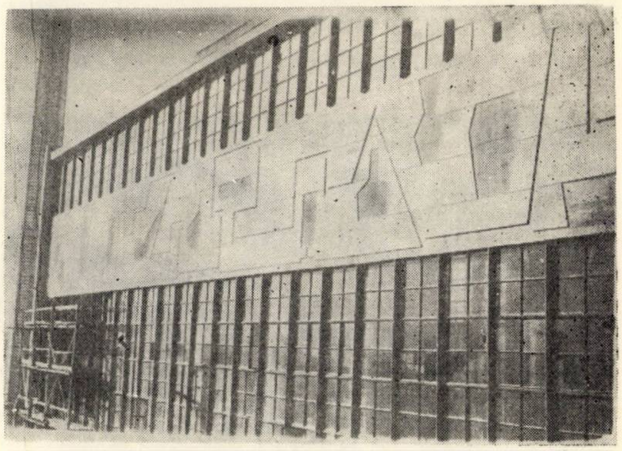


Fig. 5. Frontonul principal al halei cuptoarelor de recoacere a fabricii de sticlă din Turda

Fig. 3. Vedere interioară a frontonului de capăt sudic

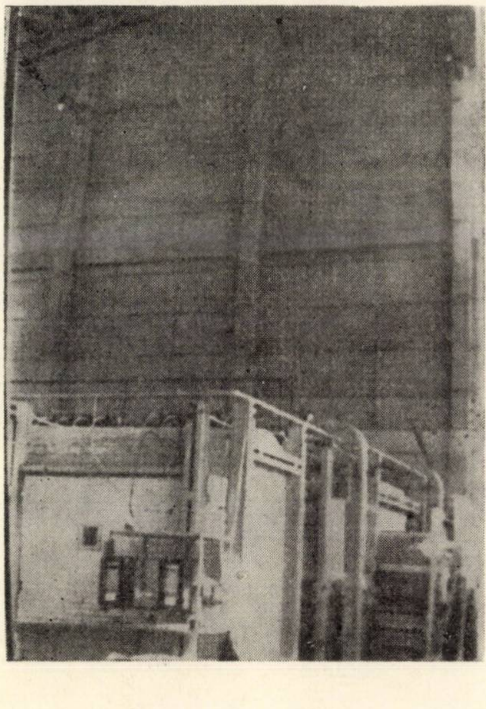
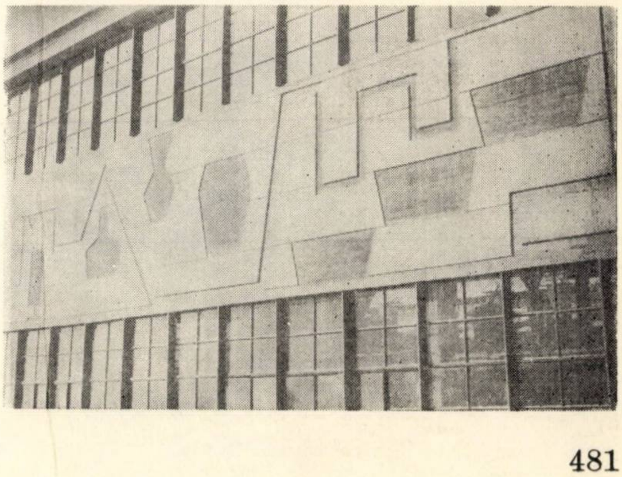


Fig. 6. Frontonul principal al halei cuptoarelor de recoacere – realizarea reliefurilor



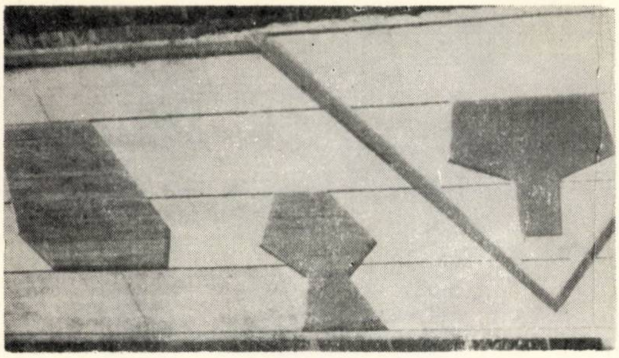


Fig. 7. Detaliu de reliefuri la frontonul principal

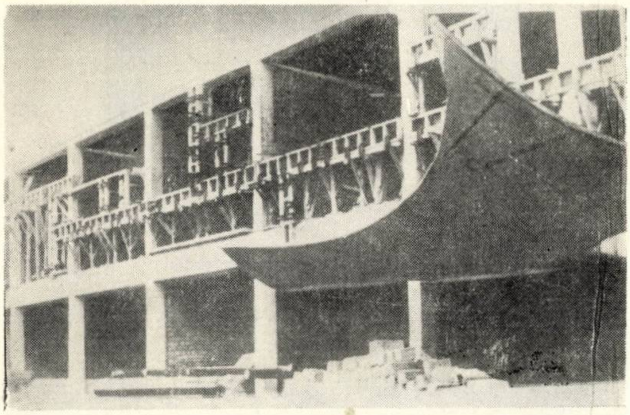


Fig. 8. Fațada principală la stația de intreținere auto Cluj

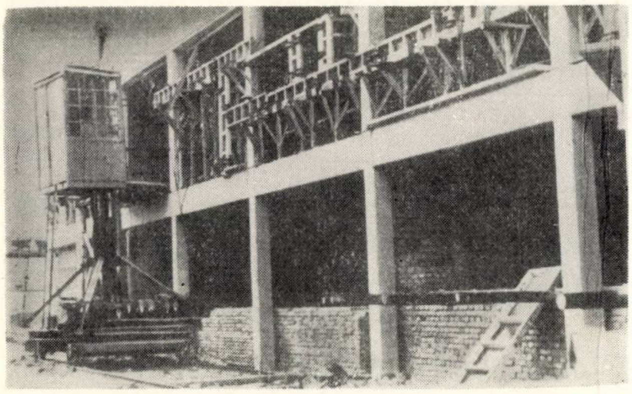
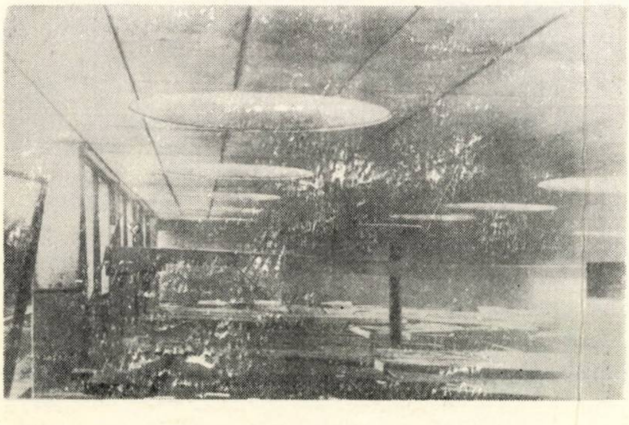


Fig. 9. Fațada principală la stația de intreținere auto — realizarea grinzilor intermediare

Fig. 10. Vedere interioară a planșeului de la deschiderea centrală a stației de intreținere auto Cluj



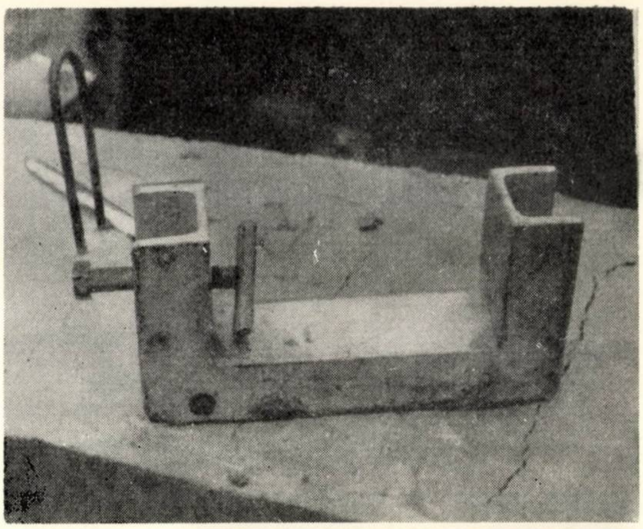


Fig. 11. Piesă metalică de stringere a cofrajului

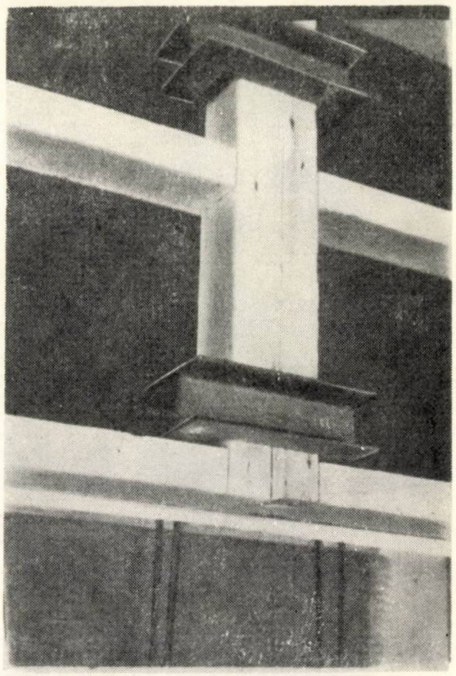


Fig. 12. Detaliu de montare a pieselor de stringere

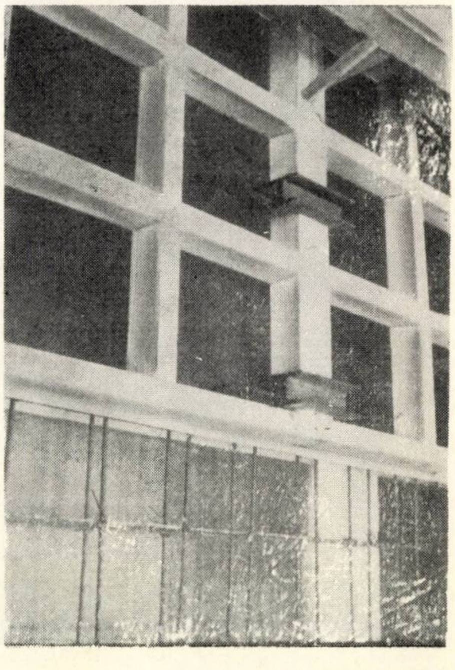


Fig. 13. Detaliu de montare a panourilor de cofraj și a pieselor de stringere

2. **Rețeta utilizată pentru betonul aparent de marcă B 200, la lucrările experimentale**, a fost următoarea :

— ciment PZ 400	280 kg/m³
— filer de calcar	145 kg/m³
Total părți fine	425 kg/m³

Agregatele se dau în procente față de cantitatea totală :

— pietriș 15—30 mm	30%
— mărgăritar 7—15 mm	30%
— nisip 0—7 mm	32%

Diferența pînă la 100% este dată de cantitatea de filer de calcar care s-a adăugat la părțile fine.

Betonul proaspăt a avut următoarele caracteristici :

— tasare (T)	1 cm
— răspîndire (R)	37—38 cm
— timp de remodelare	15—20 s
— indice de separare a apei	0
— raportul T/R = 0,027	2,7%
— greutatea specifică aparentă a betonului proaspăt	2 390—2 419 kg/m³

Principalele condiții pe care trebuie să le îndeplinească betonul proaspăt ce se va utiliza pentru elemente de beton aparent cu parament brut sînt :

— tendința de segregare minimă ;

— lucrabilitate cît mai mare.

Prima condiție, verificată prin indicele de separarea apei egal cu zero, limitează scara consistențelor la betoane vîrtoase și slab plastice.

A doua condiție pusă de acord cu prima conduce la betoane la care trebuie să se realizeze :

— indice de tasare variind între 0,5—2,5 cm pentru răspîndiri limitate la 35—42 cm ;

— indice timp de remodelare variind între 20—10″.

Rețeta trebuie să se stabilească pe bază de încercări.

3. **Materialul folosit pentru cofraje** are o mare influență asupra calității, aspectului și culorii suprafețelor de beton aparent.

În cadrul cercetărilor efectuate au fost utilizate următoarele materiale în mantaua panourilor de cofraj : PFL dur, placaj cu peliculă tego, cherestea sub formă de dulapi dați la rindea sau nefinisați.

Materialul PFL dur a fost eliminat pe parcurs pentru mai multe inconveniente pe care le-a prezentat. Materialul placaj cu peliculă tego corespunde din punct de vedere calitativ : suprafețele de beton aparent au un aspect sticlos de culoare alb-gri, ușor marmorate. Culoarea suprafețelor orizontale este cu ceva mai închisă.

Placajul cu peliculă tego trebuie să fie de bună calitate, lipirea stratului tegofilm să fie aderentă la placaj, pentru că în caz contrar se smulg petice care aderă la suprafața betonului, deși în general aderența la beton este foarte redusă.

În contrast cu culoarea foarte deschisă a betonului aparent apar urmele cuielor de culoare mai închisă.

Se apreciază că utilizarea acestui material în mantaua cofrajului poate duce la opt-zece refolosiri ale panourilor, cu condiția ca decofrarea să se facă atent, iar panourile să fie bine curățate și spălate. Ulterior, panourile pot fi folosite pentru betoane obișnuite.

Cheresteaua (dulapi) utilizată pentru mantaua cofrajelor este corespunzătoare, cu condiția de a se utiliza material ales și omogen. Sub aspectul compactității, materialul trebuie să fie de aceeași calitate și caracteristici.

Cofrajul cu mantaua din dulapi trebuie udat abundent înainte de betonare ; în caz contrar aderența este prea mare și pe alocuri se produc defecțiuni.

Culoarea betonului este gri închis sau deschis, după cum cheresteaua care alcătuiește mantaua panoului de cofraj este trasă sau nu la rindea.

În figura 10 se observă diferențele de culoare dintre suprafețele cofrate cu placaj cu peliculă tego (mai deschise) și suprafețele cofrate cu cherestea (mai închise).

Urmele nodurilor din cherestea se imprimă în beton și au o nuanță ceva mai închisă. Cu timpul, diferența de nuanță se atenuează, iar nodurile pot constitui un element decorativ.

Au fost utilizate panouri cu mantaua înglobată în ramă și panouri cu mantaua aplicată pe ramă.

Soluția cu mantaua aplicată pe ramă pare a fi mai bună.

O condiție ce se impune în cazul panourilor cu manta de cherestea este ca elementele mantalei să fileze în același plan.

Un amănunt de foarte mare importanță este ca fața cofrajului să fie păstrată curată sau curățită cu atenție înainte de introducerea betonului — independent de natura materialului folosit în cofraj ; în caz contrar apar pete.

4. **Referitor la asigurarea etanșeității panoului de cofraj**

— mantaua din placaj cu peliculă tego trebuie aplicată pe ramă cu holțșuruburi sau cuie bătute pe două rînduri, alternativ, la distanțe de 5 cm pe rînd ;

— dulapii care realizează mantaua trebuie îmbinați între ei cu lambă și uluc, bine strînși unul în altul.

5. **Referitor la tehnica și detaliile îmbinării etanșe a panourilor de cofraj**, cît și privitor la materialele și piesele ajutătoare utilizate pentru etanșare, se remarcă următoarele :

Îmbinarea etanșă a panourilor de cofraj este una din problemele de bază ale betonului aparent, care trebuie îndeplinită cu atenție, întrucît calitatea suprafețelor de beton depinde de modul cum a fost asigurată aceasta. Lipsa unei etanșeități corespunzătoare a cofrajului duce la scurgeri locale ale pastei de ciment și la apariția în locurile respective a suprafețelor desnisipate.

Ca material de etanșare au fost încercate fîșii de polistiren expandat de 5 mm grosime și fîșii de carton moale (mucava) de 3 mm grosime. Cartonul moale s-a dovedit superior, atît din punctul de vedere al efectului, cît și din punctul de vedere al costului.

Pentru strîngerea panourilor de cofraj în rost au fost încercate mai multe piese metalice de construcție diferită. Cele mai bune rezultate se obțin utilizînd elemente de fier U cu șurub (fig. 11, 12, 13).

Este foarte important ca strîngerea panourilor la îmbinări să se facă centric, iar efectul strîngerii să se facă simțit spre fața cofrajului în contact cu betonul.

În cazul pereților, una din fețele cofrajului se poate executa dintr-o singură bucată la fața locului, aplicînd foi de placaj cu peliculă tego pe nervuri din cherestea. În asemenea situații, rosturile dintre foile de placaj trebuie ștemuite cu chit din ciment-aracet (4 : 1), iar în spatele rostului trebuie să se aplice o căptușeală de scîndură. În figura 14 se prezintă un asemenea rost ștemuit.

Construcția panourilor de cofraj nu implică nimic deosebit, afară de faptul că trebuie să fie suficient de rigide spre a nu se deforma.

În figura 15 se prezintă panouri de cofraj utilizate la lucrările experimentale.

Cantul panoului trebuie să fie într-un plan drept, pentru a se asigura un contact pe toată suprafața cu materialul de etanșare. În acest scop, canturile vor fi trase la rindea.

Detaliile de îmbinare între panourile de cofraj ale aceluiași element, sau între panourile aparținînd unor elemente diferite, au fost studiate în diverse variante.

În figurile 15, 16, 17, 18, 19, 20 se prezintă, pentru cazurile mai des întîlnite, modurile de îmbinare a panourilor de cofraj care se recomandă a se utiliza.

6. **Referitor la detaliile de rigidizare a panourilor de cofraj.** Pentru pereți și grinzi au fost încercate două sisteme : în primul au fost utilizate buloane recuperabile, introducîndu-se în țevi de mase plastice, care îndeplinesc totodată și rol de distanțieri.

În al doilea au fost utilizate legături drepte cu sîrmă zincată de 3 mm grosime (fig. 21).

Ambele sisteme sînt corespunzătoare.

În primul caz, etanșarea găurii practicate în cofraj pentru introducerea bulonului se realizează aplicînd garnituri de cauciuc la ambele capete ale țevii (fig. 22). Soluția este eficientă, lucru ce se poate constata în figura 23.

În al doilea caz, găurile pentru sîrmă se etanșează prin ștemuirea din exterior cu chit din ciment-aracet (3 : 1 sau 4 : 1), mai ales cu ocazia refolosirii panourilor de cofraj.

În legătură cu rigidizarea panourilor de cofraj, la executarea pereților, în hala cuptoarelor de recoacere Turda, s-a observat un fenomen foarte important. Legăturile de sîrmă zincată de la partea inferioară a panoului, datorită împingerii betonului, au cedat cu circa 3—4 mm prin întinderea sîrmei

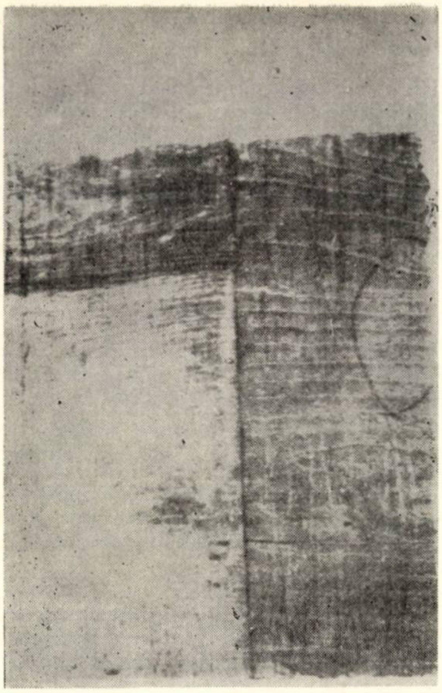


Fig. 14. Realizarea rosturilor la mantaua cofrajelor ce se execută pe loc

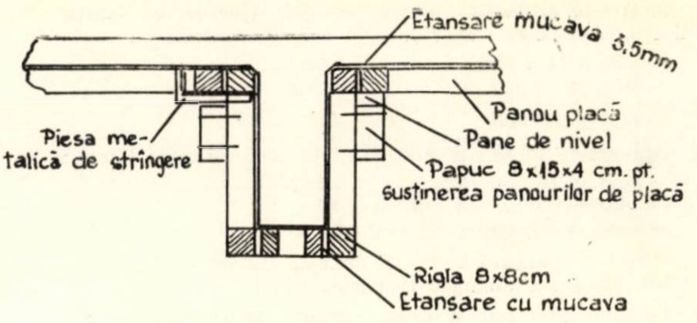

Etanșare mucava 3,5mm
Piesa metalică de strîngere
Panou placă
Pane de nivel
Papuc 8×15×4 cm. pt. susținerea panourilor de placă
Rigla 8×8cm
Etanșare cu mucava

Fig. 18. Imbinarea panourilor unei grinzi cu panourile plăcii

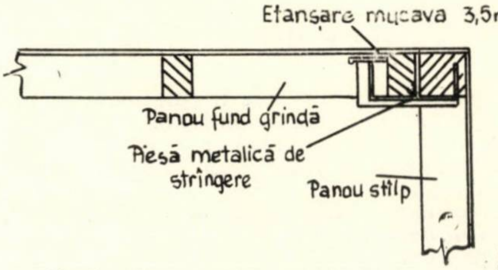

Etanșare mucava 3,5mm
Panou fund grindă
Piesă metalică de strîngere
Panou stîlp

Fig. 19. Imbinarea panourilor unei grinzi (panou de fund) cu panourile stîlpului. Secțiune verticală

NOTA 1. Rigla de capăt a ramei panourilor laterale de grindă poate fi executată cu secțiunea 5/8 (def. 16), cu excepția acelora în care se prevăd a se practica lăcașuri pentru piesele metalice de strîngere.
2. Rigla superioară a vanei panourilor laterale exterioare de grindă poate fi realizată cu secțiunea 5/8 (def. 19, 20, 21).

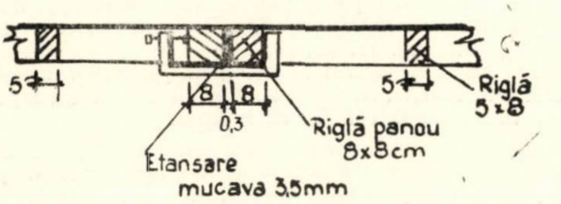

5
8
8
0,3
5
Riglă 5×8
Riglă panou 8×8cm
Etanșare mucava 3,5mm

Fig. 15. Imbinarea între două panouri laterale de grindă

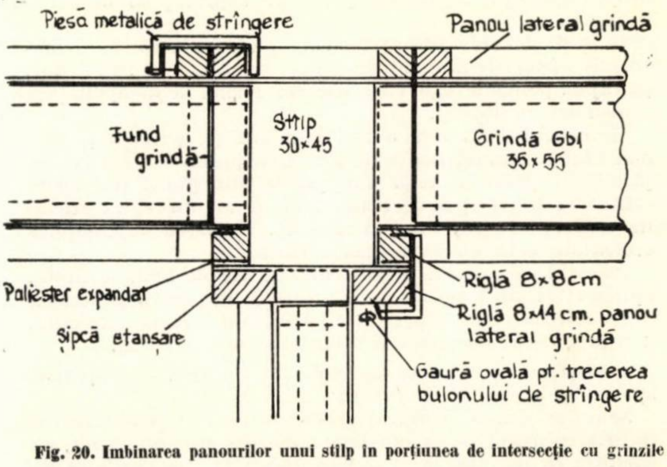

Piesă metalică de strîngere
Panou lateral grindă
Fund grindă
Stîlp 30×45
Grindă Gb1 35×55
Poliester expandat
Șipcă etanșare
Riglă 8×8cm
Riglă 8×14 cm. panou lateral grindă
Gaură ovală pt. trecerea bulonului de strîngere

Fig. 20. Imbinarea panourilor unui stîlp în porțiunea de intersecție cu grinzile

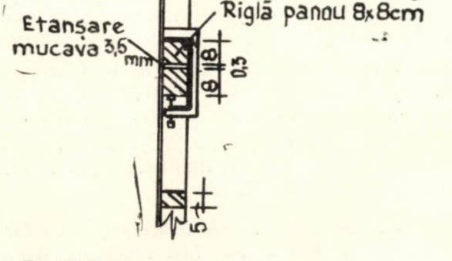

Riglă 5×8
5
Etanșare mucava 3,5 mm
Riglă panou 8×8cm
8
8
0,3
5

Fig. 16. Imbinarea între două panouri de perete

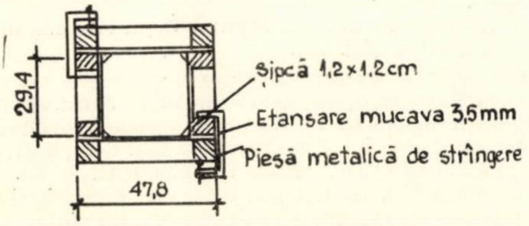

29,4
Șipcă 1,2×1,2cm
Etanșare mucava 3,5mm
Piesă metalică de strîngere
47,8

Fig. 17. Imbinarea panourilor unui stîlp. Secțiune orizontală

NOTĂ: Îmbinarea în rost orizontal a două panouri de la aceeași față a stîlpului se face conf. def. 2 sau 3. Șipca se aplică înainte de asamblarea panourilor. Evazarea șipcii față de marginea panoului va fi cu 0,5 mm mai puțin decît grosimea cartonului mucava sau cu 2 mm mai puțin decît grosimea fîșiei de polistiren expandat. Pentru exactitate, șipca se va aplica cu șablonul.

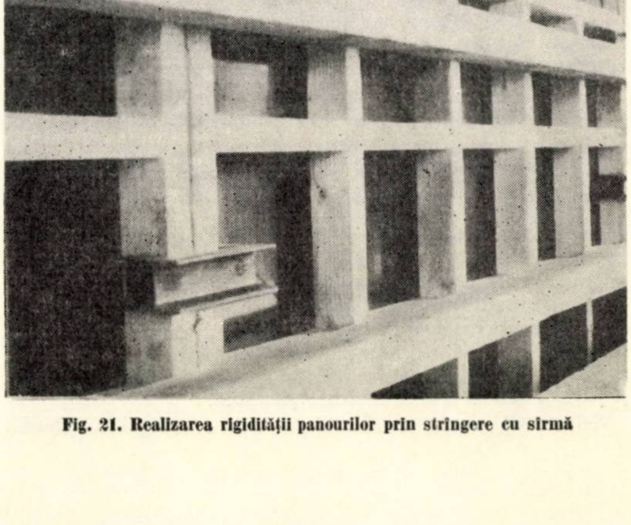


Fig. 21. Realizarea rigidității panourilor prin strîngere cu sîrmă

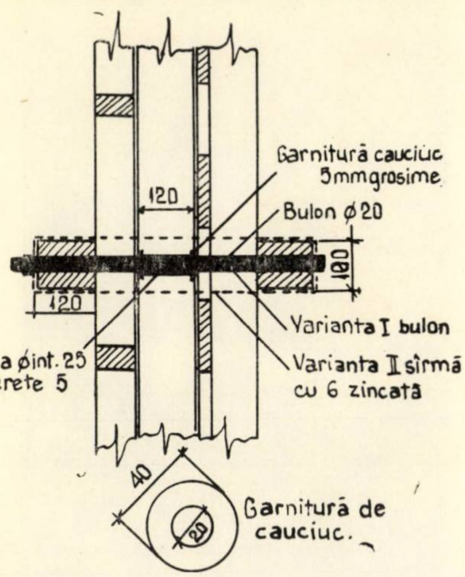


Fig. 22. Modul de rigidizare a cofrajelor (varianta I și II)

Datorită strîngerii panourilor între ele, la rostul orizontal, deplasarea panoului superior în curs de betonare antrenează deplasarea părții superioare a panoului de cofraj inferior în care s-a betonat cu 1—2 zile mai înainte. În spațiul liber, ce se formează prin desprinderea panoului inferior de peretele de beton, se scurge lapte de ciment, producînd desnisiparea unei fîșii de 5—10 cm deasupra rostului orizontal.

Pentru preîntîmpinarea acestui inconvenient se recomandă îndesirea legăturilor cu sîrmă și realizarea unei legături orizontale suplimentare la nivelul îmbinării pe orizontala celor două panouri.

Îndesirea legăturilor se recomandă și în cazul utilizării buloanelor, dar în acest caz legătura suplimentară la nivelul îmbinării panourilor pe orizontală nu mai este necesară.

Rigidizarea stîlpilor se face în mod obișnuit, utilizînd caloți de inventar. Distanța dintre caloți va trebui să asigure indeformabilitatea panourilor.

7. **Rigidizarea în ansamblu a elementelor de construcții** nu ridică probleme deosebite față de soluțiile clasice.

8. **Realizarea rosturilor dintre panouri,** respectiv transpunerea acestor rosturi pe fața betonului, prezintă o mare importanță sub aspect estetic, luînd construcția în ansamblu.

Au fost studiate două variante :

— Rosturi aparente netede, care se realizează avînd grijă ca materialul de etanșare (mucava) să fileze perfect cu fața cofrajului. La aceste rosturi se cere ca grosimea panourilor să fie constantă, spre a nu se realiza un decalaj între fețele a două panouri vecine, ca urmare a strîngerii cu buloane sau sîrmă. În cazul cînd această condiție nu se poate îndeplini, trebuie utilizate fururi în exterior pentru compensarea toleranțelor.

Rosturile realizate în acest mod au un aspect corespunzător, dar sînt vizibile, ele apărînd ca un șnur de nuanță mai închisă.

— Rosturile marcate în adîncime se pot realiza utilizînd ca material de etanșare fîșii de mucava groasă de 5—6 mm. Mucavaua se va aplica mai în afară cu 5—6 mm în raport cu fața interioară a cofrajului.

Rosturile marcate se mai pot realiza aplicînd șipci triunghiulare peste rostul dintre panouri. În general, rosturile marcate în adîncime se prezintă și ele de culoare mai închisă.

În figura 24 se observă pe fața betonului rosturi orizontale și verticale.

Rosturile orizontale, care apar pregnante, au fost realizate, marcate în relief, prin șipci triunghiulare.

Rosturile mai puțin pregnante sînt rosturi aparente netede, vizibile numai prin diferența de nuanță a culorii.

9. **Realizarea muchiilor teșite la stîlpi și grinzi** se face cu ajutorul unor șipci triunghiulare de bună calitate, avînd marginile și fețele drepte trase la rindea.

În figura 25 se prezintă o asemenea muchie la un element turnat în laborator.

Se recomandă ca șipcile să nu aibă latura mai mare de 12 mm. La grinzi și la două din cele patru muchii ale stîlpului, șipcile se aplică după încheierea cofrajului.

Pentru celelalte două muchii ale stîlpului, șipcile se aplică pe panourile laterale, înainte de a fi montate în lucrare, după ce s-au aplicat fîșiile de etanșare.

Aceste șipci se montează cu 0,5 mm mai retrase față de fîșia de etanșare, pentru ca contactul cu panoul de închidere a stîlpului să aibă loc prin comprimarea — în grosime — a materialului de etanșare.

La aceste două muchii, piesele metalice de strîngere trebuie îndesite cu 50 %.

Pentru a evita desnisiparea muchiilor, șipcile trebuie bine bătute în cuie, iar acolo unde este posibil, cuiele trebuie aplicate pe amîndouă fețele, intercalat.

10. **Referitor la tehnica și detaliile privind realizarea suprafețelor de beton aparent cu fața în relief.** Suprafețele de beton aparent cu fața în relief se obțin aplicînd peste fața cofrajului reliefuri confecționate din dulapi sau rigle corespunzătoare din punct de vedere calitativ (fig. 26).

Materialul trebuie să fie uscat, sau în cazul că nu este bine uscat, reliefurile trebuie aplicate cu holtșuruburi dese, realizînd un guler de ancorare pe fața opusă.

Se recomandă ca marginea reliefurilor să fie mult teșită, pentru ca decofrarea să se poată face ușor. Materialul utilizat pentru confecționarea reliefurilor se îmbină prin încleiere sau cu lambă și uluc.

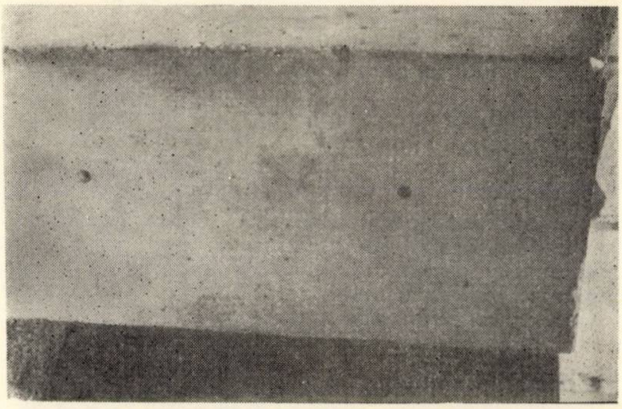
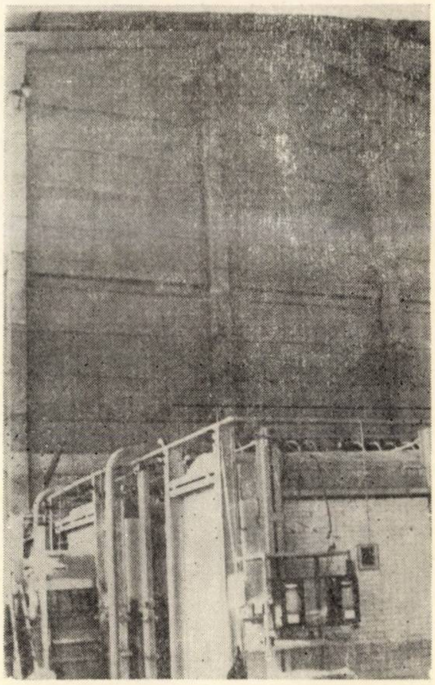


Fig. 23. Aspectul după decofrare a găurii folosite pentru introducerea bulonului de rigidizare

Fig. 24. Aspectul după decofrare al rosturilor orizontale marcate și a rosturilor aparente verticale



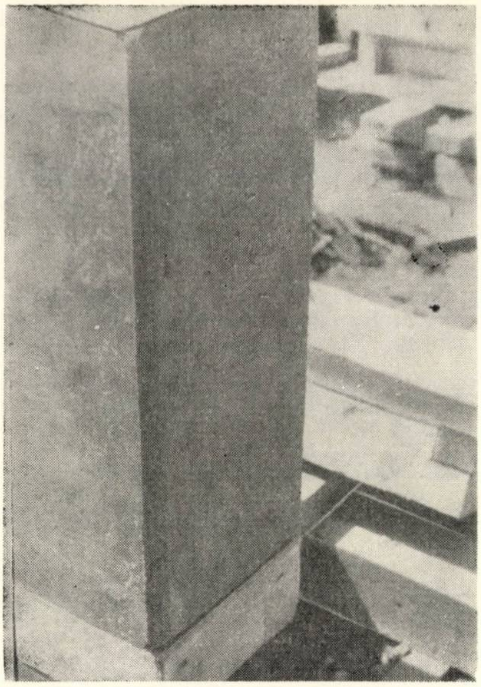


Fig. 25. Realizarea muchiilor la stîlpi

Ca o măsură de siguranță împotriva desnisipării marginilor reliefului, se recomandă ca relieful aplicat să se ștemuiască de jur împrejur cu chit de ciment-aracet (3 : 1 sau 4 : 1) cu o zi înainte de betonare.

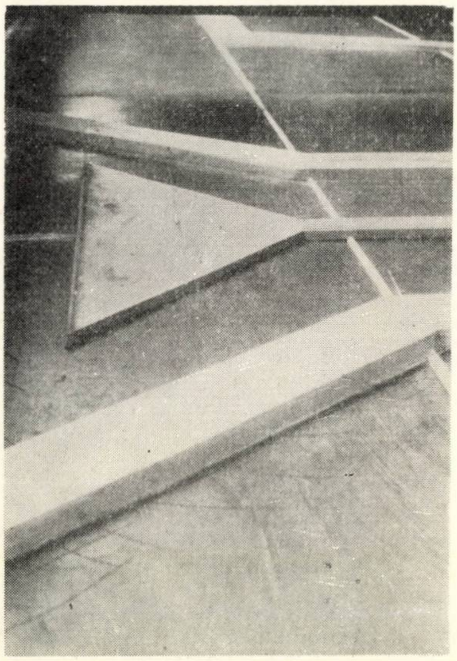
Reliefurile de cherestea trebuie să fie abundent udate înainte de betonare.

11. **Asigurarea acoperirii cu beton a armăturilor** se va realiza prin distanțieri de sîrmă zincată de 3 mm, la pereți, și prin purici speciali, confecționați din tablă galvanizată sau din oțel-beton ∅ 5 mm la grinzi.

Pentru acoperirea cu beton a armăturii stîlpilor se va asigura în timpul betonării o centrare a armăturilor.

12. **Rosturile de betonare** se vor realiza ca poziție conform prevederilor din normativ, căutîndu-se în același timp să nu se deranjeze sub aspect estetic caracterul aparent al betonului.

Fig. 26. Modul de aplicare a reliefurilor pe panourile de cofraj



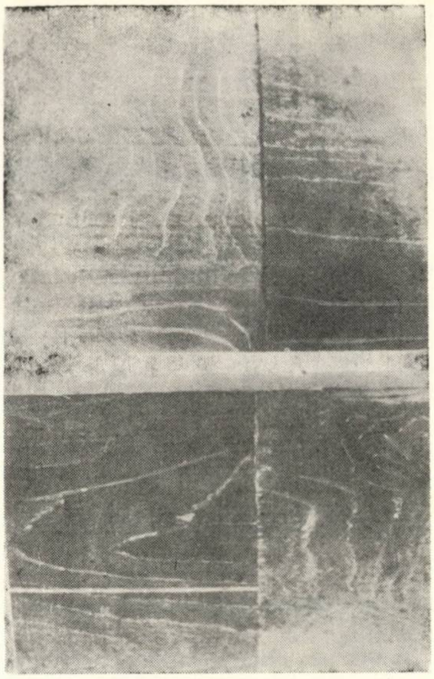


Fig. 27. Marcarea rosturilor de betonare în cazul cofrajelor realizate pe loc

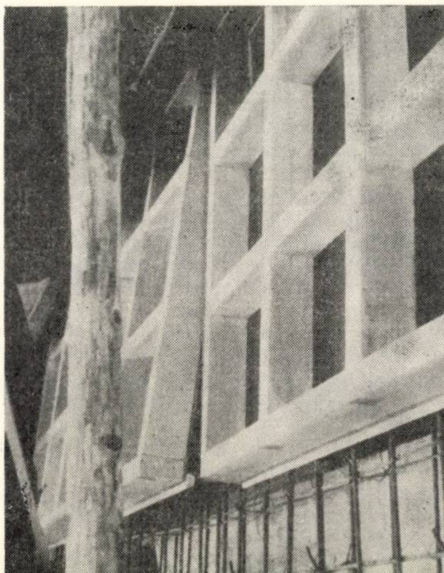
În general, rosturile de betonare trebuie să corespundă cu rosturile de pe panouri, tronsoanele de betonare realizîndu-se pe înălțimea unui panou sau a unui număr întreg de panouri.

Rosturile de betonare se realizează prin marcare cu șipci triunghiulare bătute în cuie intercalate pe ambele fețe ale șipcii, iar în cazul cofrajului realizat pe loc, prin aplicarea foilor de placaj pe un schelet de cherestea (fig. 27).

În cazul cofrajului realizat din panouri, pozarea șipcii se face la jumătate pe marginea panoului (fig. 28).

Pentru a evita desnisipările muchiilor rostului, ca o consecință a infiltrării laptelui de ciment între șipcă și panou, se va da o atenție deosebită strîngerii șipcii de panou, prin baterea cu cuie așezate pe două rînduri, poziționate alternativ și la mică distanță.

Fig. 28. Marcarea rosturilor de betonare în cazul utilizării panourilor de cofraj



Suplimentar, se poate efectua şi o ştemuire cu pastă de ciment-aracet, avînd grijă ca faţa cofrajului să se păstreze curată.

În cazul şipcilor aplicate la jumătate pe buza panourilor, trebuie urmărită strîngerea panoului următor în şipcă. Eventual, se va aplica pe faţa şipcii un strat subţire de chit, înainte de montarea panoului următor.

Pentru asigurarea realizării unor feţe netede şi curate la rostul de betonare marcat în adîncime pe faţa betonului, feţele şipcii trebuie să se cureţe după turnarea fiecărui registru.

La terminarea unui registru sau sector de betonare, suprafaţa rostului de betonare trebuie finisată corespunzător la nivelul muchiei intrînde a şipcii. Trebuie să se aibă grijă ca în cadrul acestei operaţii să nu se afîneze betonul în dreptul şipcii.

O metodă experimentată la elementele verticale, care a dat bune rezultate, constă din a realiza ultimul registru cu 5—10 cm mai jos de rostul de betonare şi de a executa un registru final de 5—10 cm, căruia i se poate controla tasarea în urma vibrării. Vibratorul va pătrunde circa 5—10 cm şi în registrul de dedesubt.

13. **Referitor la tehnica betonării elementelor de construcţii.** Introducerea betonului în cofraj trebuie făcută cu grijă, spre a nu murdări cofrajul. Registrul de betonare la elementele verticale (stîlpi şi pereţi) se recomandă a se realiza între 40—60 cm înălţime. Vibrarea registrului în curs de betonare se va efectua cu introducerea pervibratorului cu 10—15 cm şi în registrul anterior turnat, ca să nu apară urme de separare între registre.

Vibrarea betonului aparent urmăreşte, în afară de compactarea obişnuită, eliminarea integrală a bulelor de aer şi în special a celor ce se depun pe faţa cofrajului. Pentru aceasta, trebuie ca betonul să fie vibrat printr-o tehnică specială, în care durata vibrării unui m^3 de beton creşte, iar componenţii unui ciclu de vibrare (imersia şi extragerea) se găsesc într-un raport de circa 1 : 5.

În cadrul betonărilor efectuate în laborator, la hala cuptoarelor de recoacere Turda şi la staţia de întreţinere auto Cluj au fost utilizate mai mule programe de vibrare, după cum urmează :

— La pereţi, timpul total de vibrare de la 20 la 70 min/m^3 de beton turnat, cu durata unui ciclu variind între 4,5—8,5 s pentru o înălţime de 10 cm a stratului. Durata unui ciclu de vibrare pentru o adîncime de acţionare a pervibratorului de 60 cm este 6 × (4,5 la 8,5 s).

— La grinzi şi stîlpi : de la 20—50 min/m^3 beton turnat, cu durata unui ciclu variind între 4,5—8,5, repectiv 4,5 şi 6 s pentru o înălţime de 10 cm a stratului.

Au fost utilizate pervibratoare cu frecvenţe diferite, variind între 3 000 şi 12 000 vibraţii pe minut.

Plăcile au fost vibrate, în lipsa unui vibrator cu placă, cu pervibratoare aplicate orizontal, realizînd la placa de 11 cm grosime 20 cicluri/m^2 a 14 s. Vibratorul cu placă fusese programat la 10 cicluri/m^2 a 14 s.

Cercetările întreprinse în cele trei etape au demonstrat următoarele :

— Frecvenţa vibratorului exercită o influenţă deosebită asupra calităţii betonului aparent. Vibratoarele cu frecvenţă de 12 000 vibraţii/min realizează calităţi superioare cu 1—2 clase celor realizate cu vibratoare avînd frecvenţa de 6 000 — 7 000 vibraţii/min.

Creşterea timpului de vibrare pe metru cub de beton exercită influenţă favorabilă asupra calităţii, reducînd mărimea şi densitatea porilor de pe suprafaţa betonului.

Se pot lua în consideraţie următoarele limite pentru timpul de vibrare a unui m^3 de beton de bună calitate :

— pereţi	40—50 min/m^3
— grinzi	30—40 min/m^3
— stîlpi	30—40 min/m^3

Mărirea timpului de vibrare peste limitele de mai sus nu este urmată de creşterea calităţii, care s-ar putea eventual obţine numai cu vibratoare de frecvenţă mai mare (15 000 —20 000 vibraţii/min).

Durata unui ciclu de vibrare considerat optim se poate stabili între limitele de 5 la 6 secunde/10 cm înălţime strat vibrat.

14. **Scurgerea timpului după decofrare** are ca efect o omogenizare a culorii betonului aparent cu parament brut şi o slăbire a efectului eventualelor pete.

15. **Referitor la tehnica toaletei suprafeţei betonului aparent.** La nivelul unei construcţii mari sînt inerente mici defecţiuni. Aceste defecţiuni urmează să fie reparate cu grijă, utilizînd mortare realizate cu nisip fin, ciment PZ 400, ciment alb şi filer de calcar în proporţii care urmează a se stabili prin încercări.

Eventualele scurgeri de pastă de ciment, rămase în stare uscată pe suprafeţele de beton aparent cu parament brut, se pot curăţi cu şpaclul şi cîrpa aspră.

Este de dorit ca defecţiunile să fie limitate ca mărime şi număr, lucru ce se va obţine prin respectarea absolută a detaliilor de tehnologie specifică betonului aparent cu parament brut.

Alte observaţii şi indicaţii privind tehnica executării betonului aparent cu parament brut vor putea fi găsite în bibliografia indicată.

16. **Consideraţii economice.** Colectivul de cercetare a fost permanent preocupat să găsească soluţiile cele mai simple pentru tehnologia specifică betonului aparent în scopul de a limita cheltuielile suplimentare în bani şi manoperă care derivă din aceasta.

Întrucît executarea betoanelor aparente la hala cuptoarelor de recoacere din Turda s-a efectuat în condiţii sensibil mai dificile decît cele normale, independente de caracterul experimental al lucrării, au fost necesare unele cheltuieli în plus faţă de cheltuielile suplimentare uzuale caracterului experimental.

În consecinţă, nu a putut fi utilizată drept etalon.

Folosind însă proiectele întocmite pentru cofraje, observaţiile şi cronometrările efectuate, s-a putut stabili lista materialelor şi a manoperei ce se cheltuiesc suplimentar faţă de betonul obişnuit care se tencuieşte.

Efectuînd o evaluare a acestora, comparativ cu costul de deviz şi manopera de deviz pentru tencuieli, s-a ajuns la următoarea concluzie, care va trebui verificată în viitor.

Costul unui metru cub de beton aparent este comparabil sau chiar mai mic decît costul unui metru cub de beton tencuit, exceptînd cheltuielile suplimentare inerente caracterului experimental, care vor trebui acordate suplimentar în viitor, pentru lucrările care se vor realiza în următorii doi ani. Ordinul de mărime al economiilor la preţul de cost se estimează între 30—40 lei/m^3 beton, atunci cînd va fi depăşită faza lucrărilor experimentale.

Consumul specific de manoperă/m^3 beton aparent este mai mic decît pentru 1 m^3 de beton tencuit cu circa 7—8 ore/m^3 beton.

La cele de mai sus se mai adaugă şi alte avantaje, decurgînd din reducerea timpului necesar executării construcţiei, din calitatea superioară a suprafeţelor realizate în beton aparent cu parament brut, comparativ cu suprafeţele tencuite, din reducerea substanţială a cheltuielilor de întreţinere în timp a construcţiei.

Avînd în vedere cele de mai sus, se consideră că betonul aparent va cîştiga teren cu paşi repezi în următorii ani, aşa cum a cîştigat în alte ţări, în care tencuirea suprafeţelor de beton a devenit o raritate.

Bibliografie

[1] * * * : *Betoane aparente cu parament brut rezultat din decofrare.* Referat cu concluzii INCERC-Secţia Cluj, 1966

[2] * * * : *Betoane aparente cu parament brut rezultat din decofrare* . Referat cu concluzii. INCERC-Secţia Cluj, 1967

[3] Kunzel W. : *Le beton apparent dans les constructions*, Paris, Eyrolles, 1966

[4] Mall G. : *Observaţii asupra betonului aparent*, Traducere C.D.C.A.S. Bucureşti, 1962

[5] Schonroch : *Executarea betonului aparent*. Traducere C.D.C.A.S.,-1961• din Deutsche Architektur nr. 6/7, 196

[6] * * * : *Construcţii din beton aparent.* L'industria italiana del cemento. ianuarie, 1966

[7] * * * *Construcţii din beton aparent*. Concrete Products, S.U.A., mai, 1966

[8] Kunzel W.: *Betonul aparent D.B. Deutsche – Bauzeitung*. Die Bauzeitung, R.F.G. nr. 11, 1964

[9] * * * : *Cofraje în panouri mari tip „Senior"*. BMT Bau-Maschine und Technik (R.F.G.) nr. 11, 1965

[10] * * *: *Beton aparent*. The Architect and Building news (Anglia) nr. 23, 1964

[11] Nordgard: *Faţade de beton aparent*. Betongen Idag (Norvegia), nr, 2, 1964

[12] Kunzel W.: *Feţe văzute prelucrate şi formate prin cofraje la betoane aparente*. Beton (R.F.G.), nr. 5, 1965

[13] * * *: *Sfaturi practice pentru realizarea betonului aparent*. Journal de la Construction de la Suisse Romande (Elveţia), nr. 18, 1965.

[14] * * *: *Construcţii administrative la Miami*. Concrete product (S.U.A.), nr. 7, 1966

[15] Adams K.I.: *Metode de executare a cofrajelor pentru beton cu ciment alb*. Structural Concrete (Anglia), nr. 11, 1965

[16] * * * : *Paramente de beton armat aparent*. Annales de l'Institut Technique du batiment et des travaux publics (Franţa), nr. 214, 1965.

[17] * * *: *Faţadă cu relief din beton*. Detail (R.F.G.), nr. 6, 1965

Realizarea unor soluţii de betoane decorative prelucrate cu întîrzietor de priză şi jet de apă

Ing. G. Munteanu
INCERC-CLUJ *

La realizarea soluţiilor de betoane decorative s-a ţinut seamă de studiile efectuate la INCERC-Cluj în anul 1966 asupra unor betoane decorative în compoziţia cărora au fost incluse, atît ca agregate decorative, cît şi ca înlocuitoare de părţi fine, materiale întîlnite pe plan regional sub formă de deşeuri industriale sau zăcăminte naturale.

Pe lîngă soluţiile realizate în laborator, în cele ce urmează se descriu materialele decorative componente şi tehnologia de execuţie a unor betoane decorative aplicate la realizarea panourilor mari de pereţi exteriori la poligonul de prefabricate din Cluj.

1. MATERIALE DECORATIVE

a) **Cimentul alb**, provenit de la Fabrica de ciment din Comarnic, are principalele caracteristici de priză, rezistenţă la compresiune şi tracţiune în conformitate cu prevederile STAS 7055 —64. El este utilizat ca înlocuitor al cimentului RIM 200 spre a reda un fond deschis mortarului de bază din stratul de beton decorativ. Din considerente de economicitate, el se utilizează pentru acelaşi scop, împreună cu şlamul de Ocna Mureş, iar cînd se urmăreşte redarea unui fond mai puţin deschis se amestecă în diferite proporţii cu cimentul RIM 200.

b) **Şlamul sau carbonatul de calciu** este un deşeu industrial ce se evacuează de către Uzinele de produse sodice din Ocna Mureş şi se depozitează în bataluri deschise de pămînt, de mare capacitate. Datorită culorii sale alb-lăptoase, precum şi recoltării lui sub formă de pastă, ce nu mai necesită prelucrări înainte de punerea în operă, datorită preţului său relativ redus pe plan regional şi principalelor sale caracteristici fizico-mecanice şi chimice, a fost utilizat pentru următoarele scopuri :

— ca compensator de parte fină pentru betoanele aparente,

— ca înlocuitor de pigment alb,

— ca component al soluţiei întîrzietoare de priză.

În compoziţia sa chimică predomină CO_3Ca în proporţie de aproximativ 96 %, Al_2O_3 şi Fe_2O_3, aproximativ 1,80 %, $Ca(OH)_2$, aproximativ 1,60 %, iar alţi componenţi în proporţie de 0,60 %. Întrebuinţat ca adaos compensator de parte fină în compoziţia betoanelor decorative, el se comportă ca un material inert ce contribuie aparent la întîrzierea începutului şi sfîrşitului prizei, precum şi la micşorarea principalelor caracteristici mecanice ale betonului.

Aceste constatări pot fi în parte explicate prin diluarea pronunţată a pastei de ciment, datorită adaosului procentual relativ mare de şlam faţă de greutatea cimentului.

c) **Nisipul cuarţos de la Făgetul Ierii**, regiunea Cluj, se livrează pe bază de comandă de către Intreprinderea salina Ocna Mureş în fracţiunile 0—5 mm, 5—10 mm şi 10—15 mm, la preţul de 86 lei/tonă loco carieră.

Datorită formei granulelor cu muchii rotunjite similare cu ale mărgăritarului de rîu, culorii acestora alb-lăptoase, roz şi în mai mică măsură negre, precum şi bunei sale stabilităţi la agenţi chimici, la gelivitate şi la strivire (88,5 kgf/cm^2), s-a urmărit, cu ocazia cercetărilor şi a experimentărilor, introducerea acestuia ca agregat decorativ într-un strat de 1,5—2,0 cm grosime de beton decorativ.

Datorită durităţii granulelor şi suprafeţei lucioase a acestora, la prelucrarea stratului de beton decorativ cu acest agregat s-a adoptat metoda cu jet de apă.

d) **Marmura concasată**, existentă în depozitele de materiale ale T.C.-Cluj, este un material ale cărui proprietăţi fizico-mecanice sînt cunoscute, ea utilizîndu-se în mod curent la lucrările de mozaicări.

La soluţiile de betoane aparente experimentate s-a utilizat marmura concasată, fracţiunea 7—15 mm, de culoare roz, precum şi marmura concasată, fracţiunea 7—15 mm, de culoare alb-lăptoasă împreună cu mărgăritarul de Gilău în proporţie de 1 : 1.

e) **Mărgăritarul de Gilău**, fracţiunea 7—15 mm, este provenit de la balastiera T.C. din Gilău, judeţul Cluj, fiind rezultat de la staţia de spălare-sortare. În pigmentaţia acestuia predomină culoarea cenuşiu închis, unele granule fiind împestriţate cu fluturaşi de mică. Muchiile acestor granule sînt în general rotunjite, iar suprafaţa, semilucioasă şi chiar rugoasă, motiv pentru care se fixează destul de uşor în mortarul de ciment.

f) **Piatra de rîu**, fracţiunea 30—60 mm, este provenită de la balastiera T.C. din Gilău, fiind rezultată de la staţia de spălare-sortare. Ca pigmentaţie, culoare, şi forma granulelor se apropie de mărgăritar. În componenţa sa se află o proporţie de aproximativ 30 % granule sparte, de forme lunguieţe sau sub formă de plăcuţe, motiv pentru care necesită, ca la realizarea unor betoane decorative pretenţioase să se facă o selecţie a acestora (de preferat manuală).

2. CONSIDERENTE TEHNOLOGICE LA ALEGEREA SOLUŢIEI DE FINISARE A PANOURILOR

Realizarea finisajului feţelor exterioare ale panourilor mari de la poligonul de prefabricate Mănăştur-Cluj a trebuit să fie astfel începută, încît să nu producă perturbaţii în actuala tehnologie de fabricaţie a panourilor şi mai ales să nu ducă la o scădere a productivităţii acestora.

De asemenea, s-a impus alegerea unei tehnologii de finisare care să poată fi adoptată condiţiilor specifice locale ale acestui poligon.

---

* La realizarea acestor soluţii au contribuit : ing. Ecaterian Varna de la INCERC-Cluj, ing. Gheorghe Pop de la T.C.-Cluj, ing. Gheorghe Brişcan de la Intreprinderea 9 Construcţii a M.C., ing. Alexandru Pop de la I.G.O.C.C.-Cluj.

Primele încercări de a îndepărta pelicula de mortar decorativ pe o adîncime de aproximativ 5 mm s-au efectuat după metoda clasică a spălării mortarului decorativ prin pensulare manuală cu ajutorul unei bidinele muiate în apă, la aproximativ 3—4 ore de la turnare.

Îndepărtarea conştiincioasă a laptelui de ciment aderent pe granule, precum şi uniformizarea adîncimii de dezvelire rămîneau la latitudinea muncitorilor care, lucrînd într-o formaţie de un mozaicar categoria 6 şi doi necalificaţi, au reuşit să realizeze finisarea unui metru pătrat de beton decorativ în aproximativ 15′, necesitînd pentru un panou de exterior de 2,70 × 4,70 m, aproximativ patru ore. Tehnologia s-a dovedit simplă şi uşoară în cazul executării panourilor de dimensiuni mici, granulele rezultînd în general curate, ceea ce ne-a determinat să renunţăm la curăţirea suplimentară cu soluţie de acid clorhidric.

În condiţiile specifice poligonului de la Cluj, unde la trei ore de la turnarea betonului se începe aburirea tiparelor încălzitoare pentru a permite panoului să-şi urmeze ciclul de tratament termic impus :

— ridicarea temperaturii	120′
— regim izoterm	240′
— răcire	120′,

a fost necesar să se adopte o tehnologie de finisare care să se dovedească eficientă în perioada pînă la intrarea panoului în regim izoterm.

La stabilirea tehnologiei de finisare a fost necesar să se ţină seamă de unele recomandări ale specialiştilor în ceea ce priveşte renunţarea, din ciclul de fabricaţie, la perioada de aşteptare evaluată la trei ore de la umezirea cimentului din beton pînă la începutul tratamentului termic, respectiv la începerea introducerii aburului în tipare o dată cu începerea turnării betonului [1].

Toate aceste considerente obligă spre o tehnologie de finisare de o durată cît mai scurtă, care să se efectueze în perioada de ridicare a temperaturii de la +20 la +120°C.

Pe durata operaţiilor de finisare, capacul superior al tiparului metalic va trebui ridicat, iar, după prelucrare, reaşezat, el constituind perna superioară de abur care, împreună cu pereţii laterali, asigură închiderea etanşă a tiparului metalic pe toată durata tratamentului termic al betonului.

3. ÎNTÎRZIETORUL DE PRIZĂ INCERC-CLUJ

Acest produs sub formă de pastă, constituit din amestecul a două deşeuri industriale (reziduuri de la fabricile de produse sodice şi de la fabricile de zahăr) şi apă, aplicat direct pe faţa văzută a betonului, permite, după maximum 20 de ore de la aplicare, îndepărtarea cu ajutorul unui jet de apă sub presiune a unei pelicule de mortar de suprafaţă, pe o adîncime aproximativ egală cu grosimea stratului de întîrzietor aplicat (cca 5 mm).

Reglarea presiunii jetului de apă, precum şi laminarea acestuia prin aplatizarea ţevii metalice de la capătul furtunului de cauciuc, se fac treptat, astfel încît să se realizeze dezvelirea cu uşurinţă a granulelor decorative şi spălarea cît mai intensă a acestora, fără a se provoca dizlocarea granulelor fracţiunii de bază (7—15 mm).

4. TEHNOLOGII DE PRELUCRARE

Cu ocazia încercărilor efectuate pe unele panouri mari, la care stratul de beton decorativ de 2 cm grosime a fost aplicat peste un beton de zgură expandată marca B 150, iar pasta întîrzietoare de priză în grosime de 0,5 cm, s-a constatat că grosimea maximă a peliculei influenţată de întîrzietor nu depăşeşte 0,5 cm, oricît s-ar acţiona prin mărirea presiunii jetului de apă sau prin durata de aplicare a acesteia pe unitatea de suprafaţă prelucrată.

De asemenea, cu ocazia prelucrării feţelor văzute ale panourilor turnate în cofrajele metalice basculante ale poligonului de prefabricate, s-a constatat că aplicarea jetului de apă sub presiune asupra suprafeţei panoului basculat, cît mai aproape de verticală, scurtează durata de prelucrare şi permite un mai bun control al suprafeţei în timpul prelucrării.

Prelucrarea suprafeţei panourilor în poziţie basculantă este însoţită de o antrenare a materialului dislocat, o dată cu excesul de apă, de la părţile superioare peste părţile inferioare.

La panourile la care s-a încercat prelucrarea suprafeţei panourilor în poziţia basculantă şi în soluţia fără întîrzietor de priză, cu jet de apă, la aproximativ patru ore de la aplicarea betonului decorativ, s-a constatat că în timp ce, cu deosebită grijă, jetul de apă dezveleşte granulele de la partea superioară a panoului pe o înălţime de aproximativ 1,00 m, sub această cotă se formează şănţuleţe de scurgere a materialului dislocat de apă din părţie superioare, ele adîcindu-se pe măsură ce se apropie de partea inferioară a panoului înalt de 2,70 m. Această acţiune erozivă continuă în grosimea stratului de beton decorativ şi provoacă în partea inferioară a panoului dislocări parţiale de granule decorative.

Încadrarea operaţiei de prelucrare a suprafeţelor panourilor, în ciclul normal de fabricaţie al acestui poligon de prefabricate a dus la următoarele rezultate :

Introducerea aburului în cele două capace încălzitoare ale tiparului o dată cu începutul turnării betonului de bază (B 150 turnat cu ciment RIM 200) şi continuînd cu aplicarea stratului de beton decorativ de 2 cm grosime şi a pastei întîrzietoare de priză de 0,5 cm grosime, pe durata ridicării temperaturii (120′) face posibilă executarea operaţiei de prelucrare cu jet de apă sub presiune în intervalul de 5—6 ore de la începerea turnării betonului, respectiv de la începerea aburirii. Operaţia prelucrării cu jet de apă nu trebuie să depăşească 15′, iar la terminarea acesteia se efectuează închiderea capacului superior şi continuarea tratamentului termic. În momentul începerii prelucrării cu jet de apă, temperatura stratului superior de beton decorativ variază între 25—30°C.

TABELĂ COMPARATIVĂ

privind principalele caracteristici ale diferitelor soluţii de beton decorativ turnat, în grosime de 2 cm, peste stratul de bază, cu întîrzietor de priză de 0,5 cm grosime, spălat cu jet de apă

Reţeta	Componenţii principali ai betonului decorativ	Culoarea mortarului	Costul în lei/m²		
			Material	Manoperă	Total
1	2	3	4	5	6
1	Ciment alb, şlam, mărgăritar 7—15 mm	alb-lăptos	9,804	2,763	12,567
2	Ciment RIM 200, şlam 50 % marmură concasată 7—15 mm 50 % mărgăritar 7—15 mm	alb-lăptos	12,316	2,763	15,079
3	Ciment alb, şlam, nisip cuarţos 7—15 mm	alb-lăptos	11,454	2,763	14,217
4	Ciment alb, şlam, marmură concasată 7—15 mm	alb-lăptos	14,828	2,763	17,591
5	Ciment RIM 200, şlam, mărgăritar 7—15 mm	gri deschis	4,904	2,763	7,667
6	Ciment RIM 200, piatră de rîu 30—60 mm	gri deschis	7,904	2,763	7,667

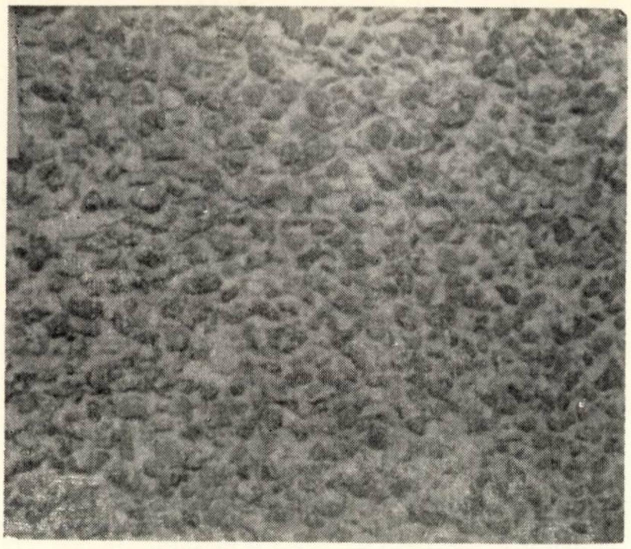


Fig. 1. Beton decorativ cu marmură concasată în unul din panourile mari experimentale executate la poligonul de prefabricate T.C.-Cluj

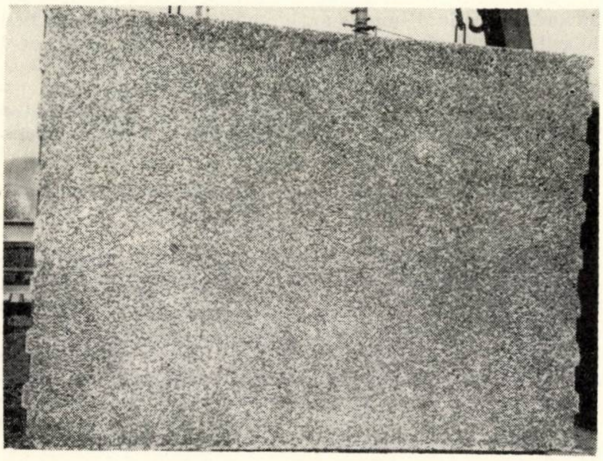
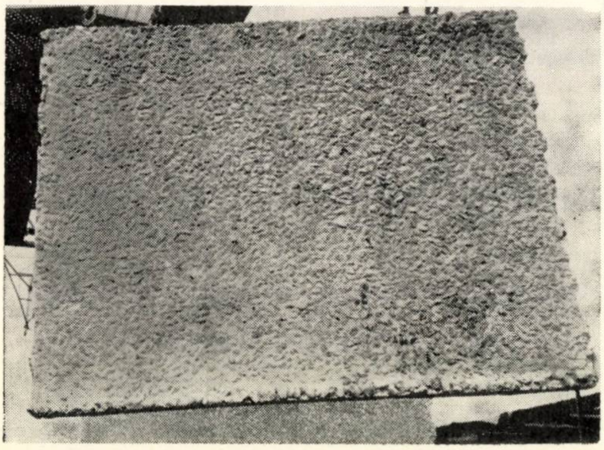


Fig. 2. Beton decorativ cu mărgăritar şi marmură concasată în unul din panourile mari experimentale executate la poligonul de prefabricate T.C.-Cluj

Fig. 3. Beton decorativ cu piatră de rîu în unul din panourile mari experimentale executate la poligonul de prefabricate T.C.-Cluj



Stabilirea intervalului optim de prelucrare se efectuează prin încercări, el fiind condiţionat de caracteristicile de priză ale cimentului din stratul decorativ, de efectul tratamentului termic, de inerţia termică a masei betonului încălzit, de temperatura mediului etc.

După tehnologia de tratament termic şi de prelucrare, descrisă mai sus, au fost executate panourile mari de 2,70 × 4,76 m şi 2,70 × 3,50 m, avînd stratul decorativ descris în reţetele 4 şi 5 din tabela comparativă.

Extinderea metodei de prelucrare a betoanelor decorative cu întîrzietor de priză şi jet de apă s-a făcut la timpanul scării corpului IV de la Fabrica de încălţăminte „Clujana", unde stratul de beton decorativ în grosime de 1,5 cm a fost aplicat peste un şpriţ de ciment, care, la rîndul său, a aderat de timpanul de cărămidă al casei scării.

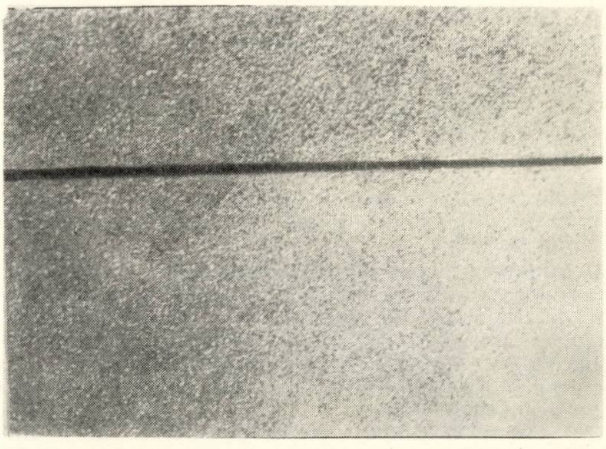


Fig. 4. Tencuiala decorativă la casa scării corp IV. de la fabrica de încălţăminte „Clujana", executată de Întreprinderea nr. 9 Cluj

Aplicarea stratului de beton decorativ şi prelucrarea acestor suprafeţe verticale s-a făcut pe porţiuni de aproximativ 2 m înălţime şi de la partea de jos. Porţiunile au fost delimitate cu şipci, iar după îndepărtarea lor golurile s-au umplut cu mortar decorativ în culoare contrastantă cu a suprafeţelor.

După tehnologia descrisă mai sus au fost executaţi aproximativ 200 m² tencuială decorativă cu mozaic de marmură albă pe fond pigmentat galben-oranj ; la această lucrare pot fi observate unele aspecte negative cauzate de execuţia neîngrijită.

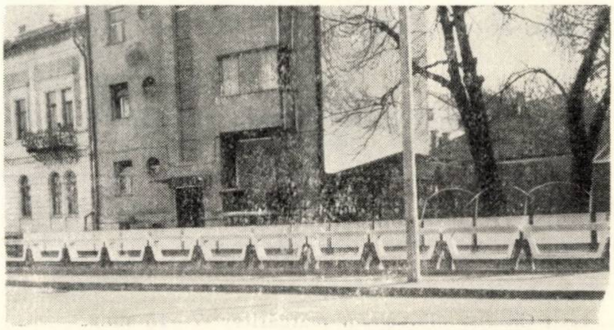


Fig. 5. Parapete de beton decorativ pe strada Bariţiu-Cluj, executate de I.G.O.C.C.-Cluj

De asemenea, în urma unui schimb de experienţă organizat de secţia Cluj în luna mai 1967 la laboratorul INCERC, unde, în faţa delegaţilor de la principalele întreprinderi de construcţie din judeţul Cluj au fost prezentate pe mostre rezultatele obţinute de secţia Cluj în domeniul betoanelor decorative, delegatul I.G.O.C.Ç. Cluj, în colaborare cu INCERC Cluj a asigurat executarea a aproximativ 100 m² tencuială decorativă cu mozaic de marmură albă pe fond alb, la pereţii din interiorul restaurantului Someş-Cluj şi la aproximativ

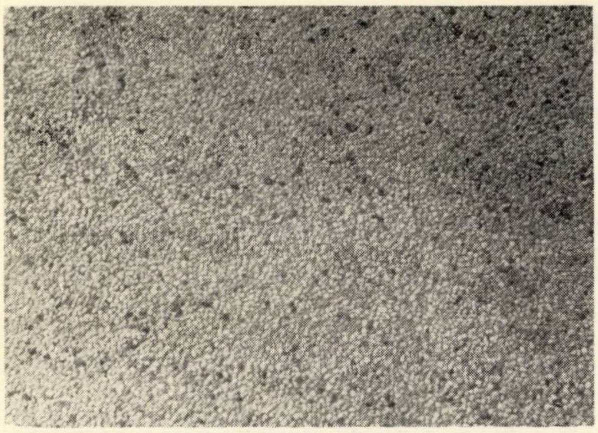


Fig. 6. Beton decorativ în panourile de faţadă ale centralei telefonice Cluj, executate de I.C.M.-Cluj

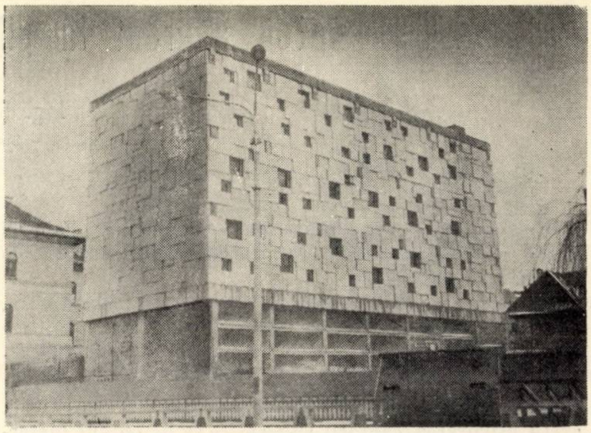


Fig. 7. Faţada principală din panouri de beton decorativ la centrala telefonică Cluj

200 m parapet, pe strada Bariţiu-Cluj. Deoarece la această lucrare, operaţia de dezvelire a granulelor decorative s-a efectuat prin pensulare manuală cu apă, a rezultat o suprafaţă de tencuială aparentă cu bobul insuficient curăţat, motiv pentru care, la o prima spoială a localului, se va îndepărta laptele de ciment de pe granule cu soluţie diluată de acid clorhidric.

O altă lucrare la care s-au utilizat betoanele decorative sub forma unor placaje prefabricate este clădirea centralei telefonice Cluj, redată în figura 7.

CONCLUZII ŞI RECOMANDĂRI

Din materialul prezentat, precum şi din concluziile trase cu ocazia schimbului de experienţă ce a avut loc la Cluj între 10 şi 11 noiembrie 1967, asupra probelor de betoane aparente cu parament brut sau decorativ, a rezultat că, în ceea ce priveşte tehnologia de prelucrare a betonului decorativ, s-au evidenţiat două metode distincte :

1. Metoda aplicată de secţia finisaje de la INCERC-Bucureşti, constă din :

a) spălarea abundentă cu apă şi perierea suprafeţei betonului decorativ la circa patru ore după turnare ;

b) îndepărtarea resturilor de lapte de ciment rămas pe faţa granulelor prin spălarea suprafeţei cu o soluţie de 8—10 %HCl după întărirea betonului decorativ ;

c) spălarea imediată cu apă a suprafeţei decorative pentru îndepărtarea resturilor de acid.

2. Metoda aplicată de secţia INCERC-Cluj constă din :

a) aplicarea peste suprafaţa ce necesită prelucrarea a unei paste întîrzietoare de priză în grosime aproximativ egală cu grosimea peliculei ce se urmăreşte a se îndepărta ;

b) îndepărtarea cu ajutorul unui jet de apă sub presiune a peliculei de beton decorativ influenţată de întîrzietorul de priză, în timp ce straturile inferioare ale betonului decorativ şi-au continuat priza şi întărirea normală.

Ţinînd seamă de rapiditatea prelucrării, de preţul de cost, de considerentele calitative şi de specificul procesului tehnologic de la poligonul de prefabricate Mănăştur-Cluj, considerăm că soluţia exprimentată la acest poligon de către secţia INCERC-Cluj va putea fi introdusă ca fază în procesul tehnologic de fabricare a panourilor mari de aici.

Deoarece diferenţa de preţ dintre cea mai economică şi cea mai costisitoare reţetă este de aproximativ 10 lei/m^2, considerăm că la aceste lucrări considerentul estetic va trebui să primeze.

Dintre materialele care s-au dovedit indicate pentru astfel de betoane decorative amintim :

— cimentul alb, şlamul, mărgăritarul, nisipul cuarţos de la Făgetul Ierii şi marmura concasată de diferite culori.

La realizarea unei faţade reuşite din punct de vedere estetic este necesară o strînsă colaborare între proiectant, executant şi cercetător.

O deosebită grijă va trebui să li se acorde operaţiilor de decofrare, manipulare şi transport ale acestor pereţi exteriori livraţi din fabrică gata finisaţi, deoarece cîrpiturile şi reparaţiile vor scădea mult din valoarea estetică a elementelor şi chiar a faţadei întregi.

Pentru evitarea lovirii stratului de beton decorativ vor trebui luate măsuri de protejare a muchiilor cu scînduri sau dulapi dispuşi după conturul panourilor.

Pe lîngă cele şase mostre de beton decorativ, care au fost bază, vor putea fi executate şi altele chiar din combinarea materialelor decorative componente.

O dată cu introducerea finisării ca fază distinctă în procesul de fabricare a panourilor mari de la poligonul de prefabricate Cluj, prin grija secţiei INCERC-Cluj, va fi necesar să se elaboreze instrucţiuni tehnice privind tehnologia de finisare, pe bază de întîrzietor de priză, a panourilor mari.

Ţinînd seamă de variatele posibilităţi ce le oferă soluţiile de finisare cu betoane decorative în ceea ce priveşte plastica faţadelor, durabilitatea finisajelor, economicitatea acestora faţă de alte finisaje şi posibilitatea executării lor în unităţi industriale, se recomandă aprofundarea şi extinderea acestei tehnologii şi la alte întreprinderi de prefabricate.

Bibliografie

[1] Manare D., State D. Traubici M. : *Cercetări în domeniul accelerării întăririi betonului şi perspective de viitor*. Comunicare la Sesiunea ştiinţifică anuală a INCERC-Bucureşti, 1967.

[2] Künzel Wilhelm : *Le Béton apparent dans la construction*. Paris, Ed. Eyrolles, 1966.

[3] Constantinescu R., Angelescu M., Lecca M. : *Betoane aparente decorative cu agregate naturale*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii nr. 7, 1967.

[4] Hallington M.R. : *Finisarea feţelor văzute ale betoanelor uşoare*. Traducere I.D.T. din Structural Concrete, 3, nr. 5, 1966

[5] * * * *Folosirea betonului ca element de faţade în Norvegia*. Traducere I.D.T. (66), din The Architect and Building News, 229, nr. 16, 1966

[6] Wilson J.G. : *Exposed concrete finishes C.R.*, London, Books Ltd., 1962.

[7] * * * *Cercetări cu privire la folosirea zahărului ca adaos în beton, la construcţiile industriale*. Bit.1/1967.

[8] * * * Proiect M.I.C. – I.P.C.M.C. *Linie tehnologică pentru proiectul de casă I.P.C.T. nr. 1168 combinat cu nr. 1120*.

[9] * * * *Betoane decorative cu agregate din deşeuri industriale şi agregate naturale*, Referat cu concluzii, INCERC-secţia Cluj.

Beton aparent la pîlnia de ape grase Palas

Ing. Şt. Răileanu
I.C.M. – Bucureşti – M.C.I.C.R.

Pîlnia de ape grase are în ansamblul tehnologic al Fabricii de hîrtie Palas scopul de a asigura decantarea apei industriale cu reziduuri de celuloză.

Este o construcţie din beton armat monolit, înaltă de 21,90 m, formată dintr-un rezervor de formă conică, cu o înălţime de 11,75 m şi cu un diametru la partea superioară de 11,50 m, susţinut de şase stîlpi rigidizaţi prin grinzi circulare (fig. 1).

Lucrarea a fost executată în anul 1965.

Pentru asigurarea calităţii superioare a betonului (determinarea granulometrică a raportului apă-ciment, a consistenţei betonului etc.), precum şi pentru executarea cofrajului corespunzător unei feţe aparente s-au efectuat probe şi încercări preliminare în cadrul Laboratorului central D.G.C.M.U.C.R. şi la nivelul şantierului.

La laborator s-au executat mulaje la scara 1/2 şi 1/5, reprezentînd intersecţii de elemente ca : grindă cu placă, grindă cu stîlp, perete înclinat la 70° etc.

La şantier s-au realizat încercări pe model în mărime naturală, constînd din două tronsoane corespunzătoare părţii inferioare pe o înălţime de 1,20 m, care constituie zona cel mai dificil de executat sub aspectul turnării şi vibrării (fig. 2).

Concluziile trase pe modelele de probă au stat la baza lucrării definitive.

Pentru a se experimenta pe acelaşi obiect diverse cofraje posibile, s-au ales următoarele materiale :

— placaj cu peliculă de tego la stîlpi şi grinzi,

— P. F. L. melaminat la pîlnie,

— scîndură geluită la culoarele de circulaţie.

Eşafodajul, caloţii şi romanatele s-au executat cu mare grijă, pentru a nu exista cedări.

Etanşarea cofrajului la stîlpi s-a realizat cu fîşii de latex de 2,5 cm lăţime şi 1 cm grosime, fixate în cuie pe unul din panouri (fig. 3).

Etanşarea cofrajului la pîlnie s-a realizat prin aşezarea panourilor de cofraj cu rosturile intercalate şi chituite, cofrajul respectiv fiind compus din două rînduri de plăci : prima din P. F. L. melaminat, iar cea de dedesubt din placaj cu peliculă de tego de 8 mm.

Ca substanţă decofrantă s-a utilizat produsul SIN.

Pentru distanţarea armăturii în stîlpi s-au folosit purici de beton piramidali, executaţi pe şantier şi prevăzuţi cu sîrmuliţe pentru prinderea de armătură, (fig. 4 şi 5), iar la placă, şipci, care s-au retras pe măsura turnării betonului.

Pentru mărirea lucrabilităţii betonului s-a folosit ca plastifiant lignosulfonat de calciu produs de fabrica din Zărneşti (700 grame la m^3 beton).

La prepararea betonului s-a utilizat ciment PZ 400 în dozaj de 350 kg la m^3 beton, adaos de părţi fine (filer) 57 kg/m^3, raportul apă-ciment fiind de 0,54.

Turnarea betonului s-a făcut în straturi prin intermediul ferestrelor, înălţimea de turnare nedepăşind 1,50 m.

Compactarea s-a realizat prin vibrare cu vibratorul sovietic tip I 116 cu 10 000 rot/min.

La decofrare au rezultat suprafeţe de beton cu aspect lis, fără bavuri, cu imprimarea pe suprafaţa betonului a marginilor panourilor (a îmbinărilor) conform desenului dinainte stabilit şi fără pete de culoare.

Cu toată grija acordată turnării şi vibrării, au rezultat unele zone de segregare, care contrastau cu aspectul general lucios al betonului şi ca atare trebuiau remediate.

Remedierea s-a făcut după îndepărtarea părţilor neaderente, folosind mortar de ciment.

Compoziţia mortarului s-a stabilit prin încercări, astfel încît culoarea obţinută să fie similară cu cea a betonului.

Din datele de postcalcul rezultate la terminarea lucrării nu s-au putut trage concluzii certe, întrucît au existat o serie de factori legaţi de condiţiile de proiectare şi execuţie, care au influenţat nefavorabil rezultatele economice.

Soluţia cofrajului cu P.F.L. melaminat este foarte costisitoare şi nu dă cele mai bune rezultate.

Făcîndu-se o analiză detaliată a costurilor şi eliminîndu-se influenţa economică a factorilor mai sus menţionaţi, s-a ajuns la concluzia că lucrarea s-ar fi putut executa cu un spor de numai 5 % faţă de soluţia clasică.

Sporul acesta rezultă din necesitatea acordării unor îngrijiri speciale lucrărilor de sprijiniri, cofraje şi turnarea betonului, precum şi prin faptul că o serie de materiale prezintă costuri ridicate (P.F.L. melaminat, latex etc.).

Sub aspect economic s-a tras concluzia că, cel puţin în prezent, construcţiile de beton aparent nu rezultă mai ieftine decît construcţiile de beton armat obişnuit, însă se constată o serie de avantaje enumerate mai jos şi care fac ca în final aceste construcţii să fie totuşi avantajoase sub aspect economic. Astfel :

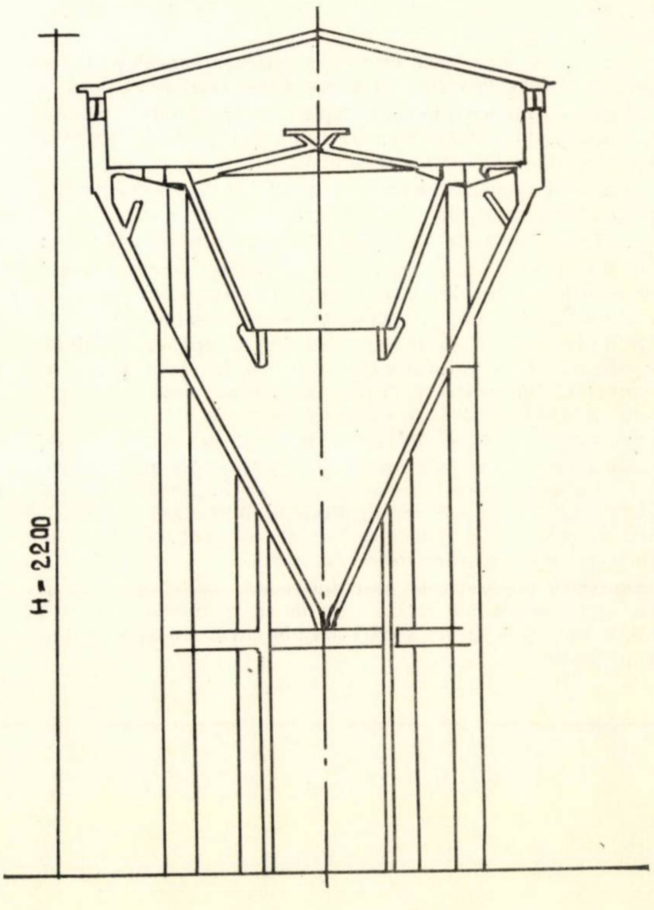
— elementele de beton aparent sînt mai rezistente la solicitări locale ;

— pot fi adesea spălate şi rezistă mai bine în timp decît orice suprafaţă tencuită şi vopsită, care necesită refaceri periodice ;

— oferă posibilitatea de scurtare a termenelor de dare în folosinţă, prin eliminarea tencuielilor şi vopsitoriilor, deci iarăşi avantaje economice.

Pîlnia de ape grase a fost prima construcţie executată în beton aparent în sectorul industriei chimice.

Fig. 1. Secţiune prin pîlnia de ape grase Palas, executată în beton aparent cu parament brut



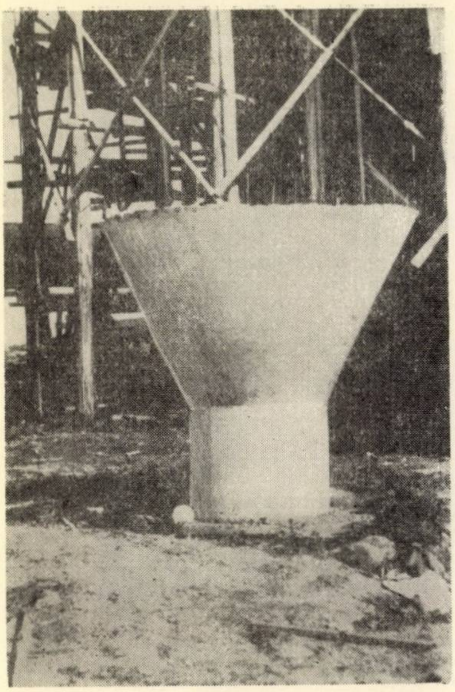


Fig. 2. Modelul în mărime naturală, constă din două tronsoane corespunzătoare părții inferioare a pîlniei pe o înălțime egală cu 1,20 m pentru încercările făcute la șantier

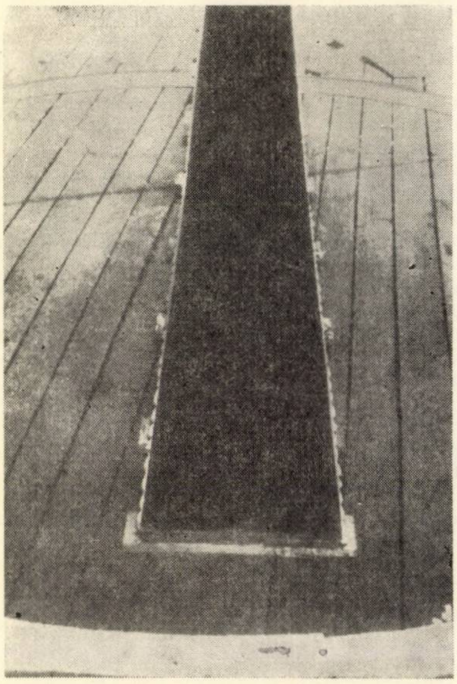


Fig. 3. Fixarea unei fîșii de latex de 2,5 cm lățime și 1 cm grosime cu ajutorul cuielor pe un panou de cofraj de stîlp în vederea realizării etanșării cofrajului

Prin grija deosebită manifestată la executarea betonului, structura acestuia a rezultat foarte omogenă, neconstatîndu-se nici un fel de infiltrații ulterioare prin pereți.

Deși au trecut trei ani de la execuția obiectivului nu s-au constatat nici un fel de modificări, atît sub aspectul culorii, cît și al structurii betonului (fig. 6).

Stîlpii de susținere a pîlniei, care au fost cofrați cu placaj cu peliculă tego, s-au comportat foarte bine sub aspectul omogenității culorii.

Porțiunea de pîlnie cofrată cu P.F.L. melaminat s-a comportat bine, în sensul că nu au apărut ulterior defecte de culoare sau structură a betonului, dar considerăm că soluția nu este cea mai potrivită, întrucît costurile sînt ridicate, iar cele mai mici defecte apărute pe suprafață devin vizibile prin contrastul cu suprafața generală lucioasă.

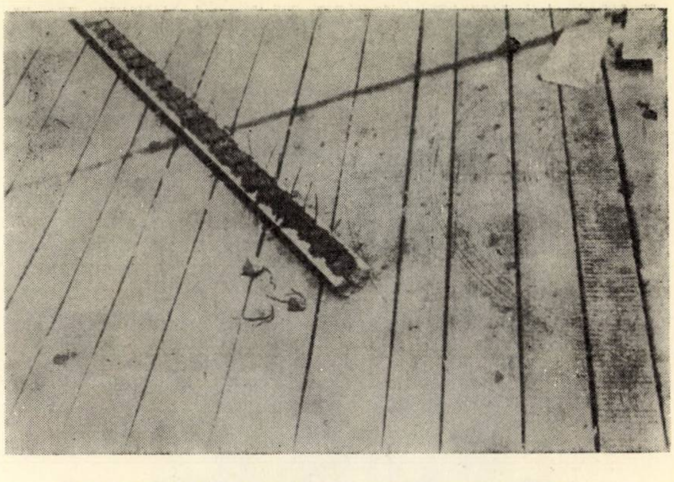


Fig. 4. Purici de beton piramidali executați pe șantier, prevăzuți cu sîrmulițe pentru prinderea de armătură, în vederea realizării acoperirii armăturii cu beton

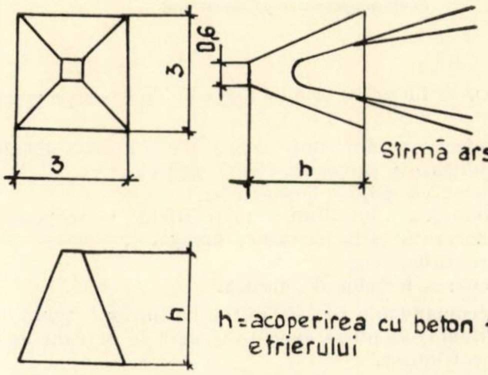


Fig. 5. Purici de beton piramidali executați pe șantier, prevăzuți cu sîrmulițe pentru prinderea de armărută, în vederea realizării acoperirii armăturii cu beton

Acest fenomen se observă în special la rosturile de îmbinare a panourilor de cofraj, unde, datorită pierderii diferite a apei, suprafața betonului rezultă mată.

Pe porțiunea din pîlnie executată cu scîndură geluită nu s-au putut trage concluzii generale certe, întrucît la execuție s-au produs mici deformații.

Totuși, considerăm că sub aspect estetic este soluția cea mai potrivită pentru executarea elementelor de beton aparent cu parament brut.

Alături de pîlnia de beton aparent a fost executată cu patru ani în urmă o pîlnie de beton armat identică, în soluție tradițională. Acest fapt permite să comparăm în mod direct comportarea în timp a celor două construcții executate în sisteme diferite (fig. 7).

Pîlnia tencuită prezintă urme de infiltrații, pete de culoare închisă, precum și degradări ale tencuielilor.

CONSIDERAȚII GENERALE

Față de experiența noastră, obținută în executarea lucrărilor de beton aparent, atît la Palas, cît și la Uzina de medicamente București, considerăm necesar a propune o serie de măsuri tehnico-organizatorice valabile pentru toate întreprinderile care execută asemenea lucrări :

a) În momentul de față, cînd lucrările din beton aparent sînt încă în stadiul experimental, obiectele alese pentru

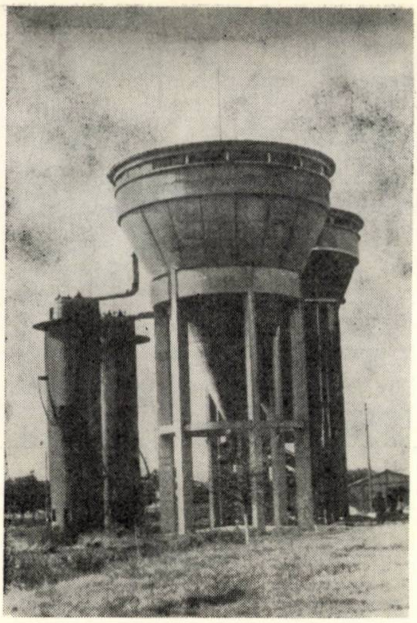


Fig. 6. Vederea pîlniei de ape grase Palas, executată în beton aparent cu parament brut

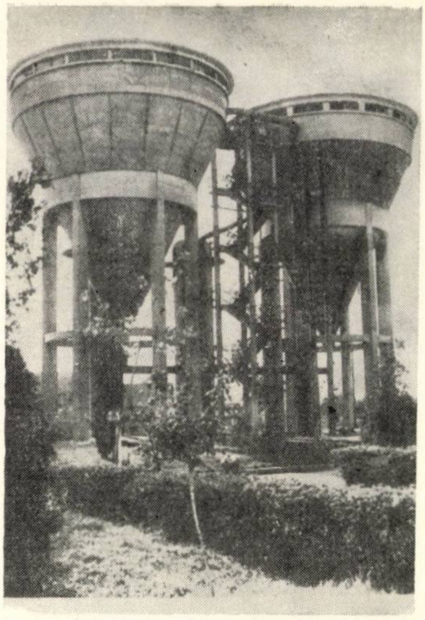


Fig. 7. Vedere a celor două pîlnii de ape grase Palas: pîlnia din stînga executată în beton aparent, iar cea din dreapta executată cu soluţia tradiţională

experimentare să fie prevăzute cu termene de execuţie corespunzătoare.

b) Să se efectueze din timp programarea acestor lucrări în vederea pregătirii corespunzătoare pentru :

— întocmirea cu grijă a proiectelor,

— achiziţionarea din timp a materialelor şi asigurarea iniţială a întregului stoc (ciment, agregate),

— obţinerea utilajelor,

— selecţionarea forţelor de muncă.

c) Este recomandabil ca cel puţin la început (pînă se capăta experienţă) să nu se execute lucrări de betoane aparente pe timp friguros.

d) Să se asigure cointeresarea unităţilor executante în aplicarea lucrărilor de acest gen pentru a fi atrase spre executare.

e) Întocmirea proiectelor să se efectueze de la început în ideea executării obiectului în beton aparent. Proiectele trebuie să cuprindă toate detaliile de cofraj, cu indicarea golurilor, a rosturilor de turnare şi să ţină seamă de instalaţiile prevăzute.

Trebuie indicat de asemenea modul cum se face compactarea şi mijloacele ce urmează a fi utilizate.

Întrucît rosturile de îmbinare ale elementelor de cofraj rămîn vizibile pe faţa betonului, este necesară studierea utilizării acestora, astfel încît să se obţină un desen cît mai frumos.

f) Să se studieze în continuare realizarea unor sisteme de sprijiniri cît mai rigide, astfel încît să nu apară urme în faţa văzută a betonului cauzate de cedări ale sprijinirilor.

g) Să se studieze utilizarea finisajelor de mase plastice translucide aplicate asupra feţei de beton.

h) Să se studieze posibilitatea industrializării diferitelor materiale şi dispozitive utilizate în betonul aparent, ca : purici, distanţieri, cofraje etc.

Să se elaboreze instrucţiuni tehnice şi indici de consum ai materialului lemnos pentru lucrările de beton aparent.

Trebuie arătat cu această ocazie că singurul material care oferă condiţii pentru obţinerea unei feţe de beton într-adevăr aspectuoasă este lemnul negeluit sau geluit cu fibră vizibilă, a cărui îmbinare trebuie să realizeze un desen general adecvat structurii arhitecturale a obiectului de realizat.

Ca concluzie generală trebuie reţinută ideea că betonul aparent se va impune din ce în ce mai mult datorită avantajelor însemnate pe care le prezintă.

Betoane aparente la I.S.C.M.-Craiova

Ing. Gh. Ilea

Pe zi ce trece, betonul aparent cu parament brut atrage tot mai multe aprecieri din partea inginerilor şi arhitecţilor.

Realizarea structurilor, ca şi a altor elemente de beton aparent, reflectă un grad de maturitate tehnică în ceea ce priveşte utilizarea betonului ca material de construcţie.

Executarea betonului aparent în construcţii monolite se bazează pe o tehnologie nouă, cu o bază tehnico-ştiinţifică proprie.

La I.S.C.M.-Craiova a existat încă din anii trecuţi preocuparea de a realiza beton cu parament brut.

S-au realizat betoane aparente la unele din construcţiile monolite de la Fabrica de acid azotic (platforma de ardere, secţia de ambalare şi depozitul de azotat de amoniu).

În cele ce urmează vom arăta toate măsurile care s-au luat la depozitul de azotat de amoniu pentru rezolvarea betonului aparent cu parament brut.

Depozitul de azotat de amoniu este o construcţie monolită cu o lungime de 222 m, lăţime 34 m, cu trei niveluri la partea de depozitare, şase niveluri la partea de ambalare, două niveluri la partea de depozitare a sacilor goi şi trei niveluri la partea de grup social.

Sistemul de rezistenţă este alcătuit din cadre cu rigle puternice pe modul de 6 cm, fiind legate cu grinzi secundare şi placă de beton armat de 10 cm.

La partea de depozitare care are o lungime de 162 m şi la care închiderea este realizată cu plăci de azbociment şi tîmplărie, s-a urmărit de la început realizarea unei structuri în beton aparent cu parament brut (fig. 1).

Construcţia a fost terminată în anul 1967.

MĂSURILE LUATE LA ACEST OBIECTIV PENTRU REALIZAREA BETONULUI APARENT

a. **Cofraje rigide**

Pentru cofraje s-au folosit panouri de placaj bachelitizat, confecţionate centralizat, dimensiunile lor fiind modulate pentru stîlpi, grinzi şi plăci.

Pentru a nu se exfolia panourile la margini, s-au protejat cu tablă galvanizată.

După fiecare decofrare, panourile se revizuiau, se curăţau şi se ungeau cu decofrol.

Stîlpii avînd o înălţime mare (7 m), a fost necesară executarea unor susţineri metalice pe care a fost montat cofrajul prin intermediul grinzilor extensibile.

Stîlpii au fost calotaţi cu caloţi metalici din cornier.

La colţul cofrajului s-au montat şipci triunghiulare pentru ca la decofrare să nu se rupă muchiile.

Astfel executat cofrajul, nu s-au produs deformări la turnare, iar la decofrare s-au obţinut muchii drepte şi feţe plane.

b. **Armătura**

S-a urmărit îndeaproape realizarea acoperirii armăturii prin folosirea de purici de beton legaţi cu o sîrmă de armătură de rezistenţa stîlpilor, iar la grinzi şi placă aşezaţi pe cofraj.

c. **Betonul**

La realizarea betonului aparent a fost folosit adezivul antrenator de aer Frioplast (Sika).

Frioplastul plastifiază betonul, provocînd închiderea bulelor sferice pline de aer, repartizate uniform în masa betonului, reduce apa de amestecare, scurtează durata de vibrare şi ameliorează simţitor, atît durabilitatea betonului, cît şi rezistenţa la îngheţ şi intemperii.

Frioplastul se prezintă sub forma unui lichid brun închis, cu densitatea de 1,10 kg/l şi se utilizează 0,2—0,3 % din greutatea cimentului.

Aceşti aditivi reduc simţitor tensiunea superficială a apei şi introduc în beton o cantitate de aer variind între 2—5 % sub forma de bule microscopice sferice.

La betonul cu aditiv, cantitatea de aer oclus ajunge astfel pînă la 6 % (betonul obişnuit conţine 1—2,5 % aer oclus în mod natural).

Rezultatele cele mai bune se obţin cu 4—5 % aer oclus. Volumul de aer introdus depinde de dimensiunile agregatelor şi de consistenţa amestecului.

Calitatea antrenorilor este cu atît mai bună cu cît microbulele de aer sînt mai numeroase şi mai uniform repartizate în masa betonului.

Lucrabilitatea betonului este îmbunătăţită prin adaos de aditiv hidrofob, datorită aşezării bulelor ca nişte microagregate foarte elastice între granulele de agregat, fiind astfel posibilă reducerea apei de amestecare. Se măreşte şi coeziunea betonului prin acţiunea capilară a bulelor de aer care leagă granulele agregatului şi împiedică separarea lor. Astfel, creşte rezistenţa la segregare a betonului.

Bulele de aer reduc şi efectul de capilaritate, întrerupînd la distanţe destul de regulate canalele capilare prin care circulă apa în beton.

Betoanele cu aer oclus sînt astfel mai puţin higroscopice şi mai impermeabile, iar rezistenţa la îngheţ - dezgheţ este superioară celei a betoanelor fără aditiv.

Betoanele executate cu antrenator de aer sînt mai durabile, dar au rezistenţe mecanice mai reduse.

Fig. 1. Vederea parţială a construcţiei depozitului de azotat de amoniu de la Fabrica de acid azotic Craiova, realizată în betoane aparente cu parament brut

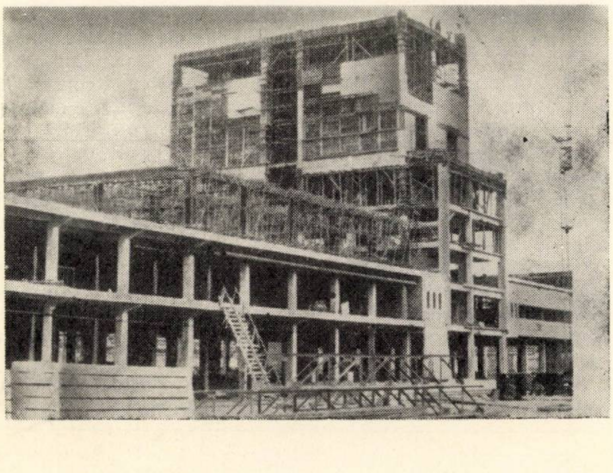
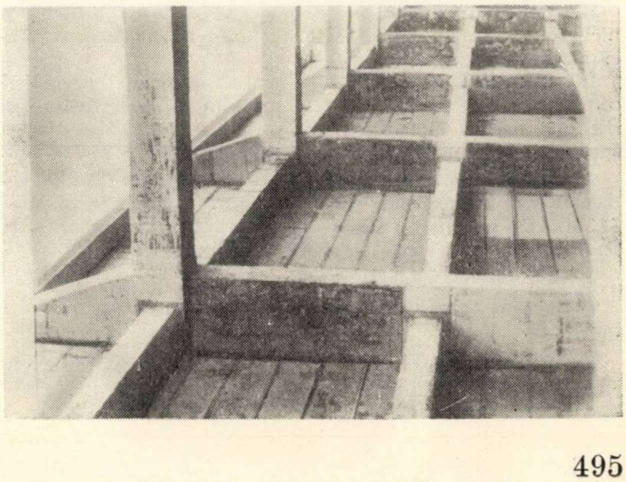


Fig. 2. Vedere parţială a elementelor de construcţie realizate în beton aparent cu parament brut cu ajutorul cofrajelor de inventar din placaj bachelitizat



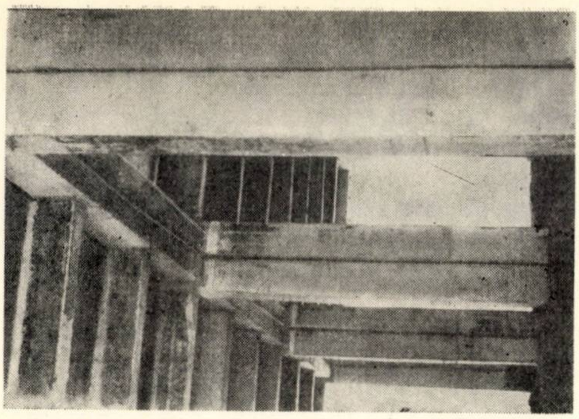


Fig. 3. Vedere parţială a construcţiei depozitului de azotat de amoniu de la Fabrica de acid azotic Craiova, realizată în betoane aparente cu parament brut

Aceste pierderi de rezistenţă se pot compensa printr-o granulozitate foarte bună şi prin folosirea unui raport a/c cît mai redus.

Aditivii antrenatori de aer sînt mai pretenţioşi la utilizare decît cei dispersaţi şi folosirea lor trebuie făcută cu un control atent sub permanentă supraveghere şi neapărat cu reducerea simultană a raportului a/c.

La prepararea betonului s-au folosit trei sorturi de agregat, şi anume :

50 % — 0 —15 mm
30 % — 15—40 mm
20 % — criblură 7—30 mm

Concomitent cu probele preliminare cu Frioplast s-au efectuat probe preliminare etalon, fără adaos de aditiv, cu acelaşi dozaj de ciment, aceeaşi granulozitate a amestecului de agregat şi aceeaşi consistenţă a betonului proaspăt.

Cantitatea de apă la probele cu aditiv a fost cu 8 % mai scăzută faţă de probele etalon.

Rezistenţa betonului cu Frioplast a fost superioară celui obişnuit (sporuri de rezistenţă 5—10 %).

d. Modul de punere în operă

La turnarea betonului s-au respectat întocmai prevederile tehnologiei executării betoanelor.

S-au evitat rosturile de turnare, turnîndu-se neîntrerupt între două rosturi ale clădirii.

De asemenea, s-au supravegheat atent toate operaţiile, instruindu-se muncitorii pe parcurs. Pentru operaţiile de cofrare, armare şi betonare s-au folosit muncitori cu o înaltă calificare.

CONCLUZII

Folosirea de plastifianţi în cadrul I.S.C.M.-Craiova a permis obţinerea unor betoane aparente deosebite, cu o serie de calităţi superioare faţă de cele ce se realizează în condiţiile obişnuite.

Betoanele prezintă feţe netede, muchii drepte, fără segregări, care nu necesită ulterior tencuirea, putîndu-se trece la spoieli sau vopsitorii direct pe suprafaţa decofrată, aceasta şi datorită faptului că s-au folosit cofraje din placaj bachelitizat (fig. 2 şi 3).

Fiind un beton dens şi perfect compact, se comportă bine la acţiunile mediilor corozive, are impermeabilitate superioară şi rezistenţă sporită la îngheţ şi dezgheţ.

Realizarea de betoane cu parament brut de calitate superioară, pe lîngă avantajele menţionate mai sus, duce la mărirea productivităţii muncii şi la reducerea preţului de cost.

La construcţiile executate din beton aparent se poate ţine seamă în proiectare de sporuri de rezistenţă, care se obţin prin executarea îngrijită a betonului.

Pentru extinderea pe scară largă a betoanelor aparente cu parament brut, se propun următoarele :

— Studierea în continuare a betoanelor aparente pentru lărgirea gamei de exprimare.

— Modificarea corespunzătoare a normelor C referitor la cofraj şi beton.

Experienţa Trustului 5 construcţii Braşov în legătură cu realizarea betoanelor aparente

Ing. A. Ştefănescu-Goangă şi ing. T. Filipescu
Laboratorul Trustului 5 Construcţii-Braşov

1. Realizarea de betoane monolite avînd feţele văzute gata finisate din turnare a constituit în ultimii ani o preocupare pentru şantierele noastre de construcţii.

Deoarece nu se făcuseră însă studii mai aprofundate şi nici experimentări, rezultatele obţinute nu au fost satisfăcătoare.

În trimestrul II al anului 1966, laboratorul Trustului 5 construcţii şi-a propus ca temă studiul şi experimentarea realizării betoanelor cu feţe finisate din turnare, fără măsuri speciale, ci în condiţiile normale de lucru ale şantierelor.

Ca bază de pornire a cercetărilor au servit studiile întreprinse în această direcţie de laboratorul de încercări al I.C.M.P.C. şi unele date din literatura de specialitate străină (mai mult reclame şi fotografii).

2. Cercetarea s-a făcut în trei etape :

a) Betoane aparente cu feţe netede care să nu mai necesite tencuială.

b) Betoane care să prezinte la suprafaţă structura agregatelor, efectul decorativ rezultînd din variaţia de mărime şi eventual din culoarea granulelor.

c) Betoane aparente cu feţe pe care să fie imprimate fibrele scîndurilor de cofraj şi unele renuri care să întrerupă monotonia suprafeţelor prea mari.

2.1. Betoanele din prima categorie nu necesită decît o execuţie îngrijită a cofrajelor şi o compactare foarte bună a betonului. Deoarece nu comportă încercări de laborator, procedeul a fost experimentat direct pe şantier la construcţia depozitului Vinalcool din Tg. Mureş, unde, în lunile mai-septembrie 1966, s-au turnat circa 650 m³ beton armat cu o suprafaţă de circa 2 800 m² de beton aparent în planşee, grinzi şi stîlpi.

S-au folosit cofraje de inventar din placaj cu peliculă de protecţie tego şi placaj bachelitizat, modulate la dimensiunile de 200 × 50 cm.

Cofrajele au fost fasonate şi montate cu cea mai mare grijă, toleranţa maximă admisă fiind de ± 5 mm.

Betonul marca B 170 a fost executat plastic (răspîndire 46—48 cm) şi, deoarece nu s-a putut procura un plastifiant, s-a mărit dozajul de ciment cu 10 %.

Agregatele întregii cantităţi de beton au fost luate din aceeaşi sursă, aprovizionate în timp şi omogenizate.

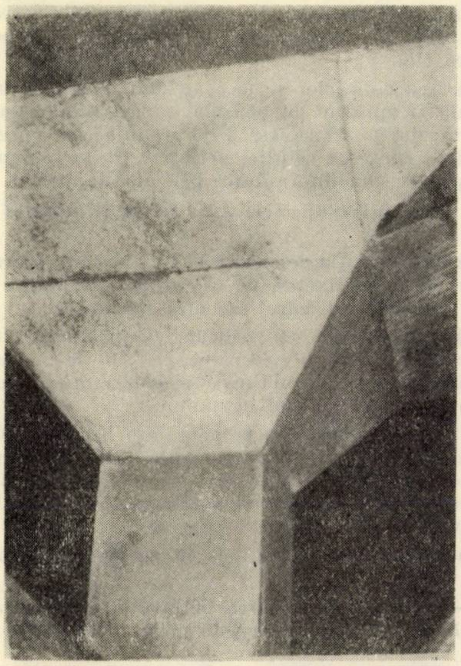


Fig. 1. Stîlpi cu vute avînd fețe perfect netede realizate cu ajutorul cofrajelor de inventar din placaj cu protecție de peliculă tego la depozitul Vinalcool din Tîrgu Mureș

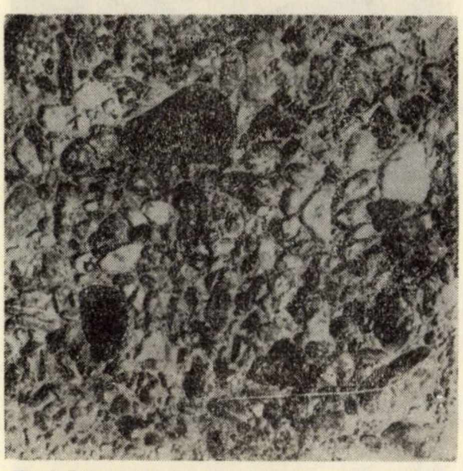
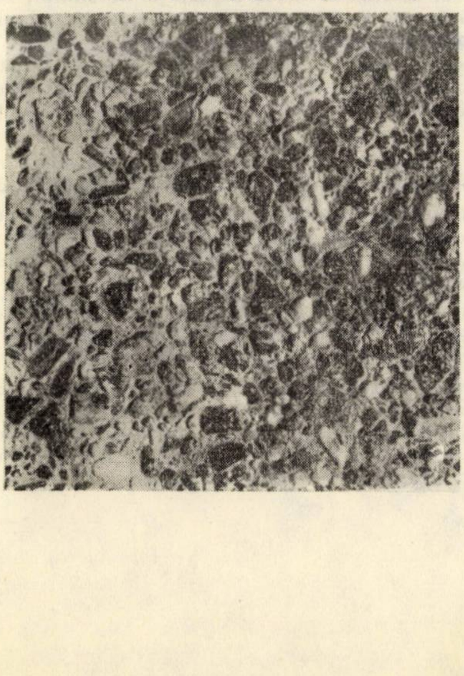


Fig. 2. Beton aparent care prezintă la suprafață structura agregatelor (cu agregate mari), realizat cu cofraje unse cu o soluție de melasă și spălat după decofrare

Fig. 3. Beton aparent care prezintă la suprafață structura agregatelor (cu agregate mici), realizat cu cofraje unse cu o soluție de melasă și spălat după decofrare



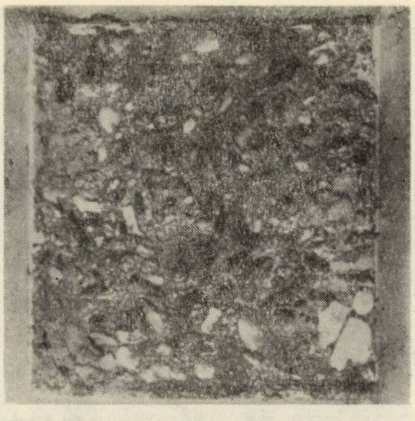


Fig. 4. Beton aparent care prezintă fețe cu structura agregatelor încadrate de fîșii cu fața netedă — rezultate prin aplicarea pe cofrajele unse cu soluție de melasă a unor fîșii de placaj cu pelicule tego neunse

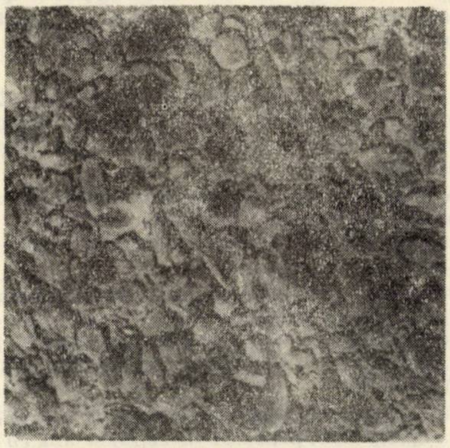
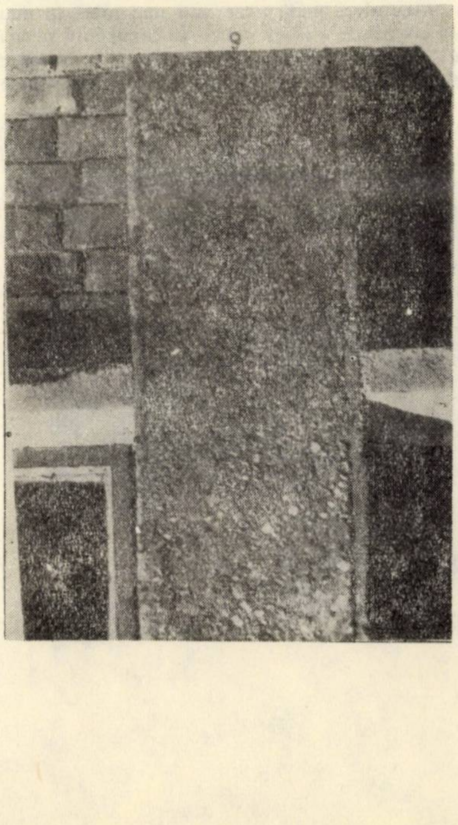


Fig. 5. Beton aparent care prezintă fețe cu structura agregatelor, fețele fiind acoperite cu o peliculă de lac poliuretanic

Fig. 6. Beton aparent realizat la stîlpi (Baza de producție a Trustului 5 Brașov) care prezintă fețe cu structura agregatelor, dar la care spălarea fețelor s-a efectuat numai după o lună de la turnare



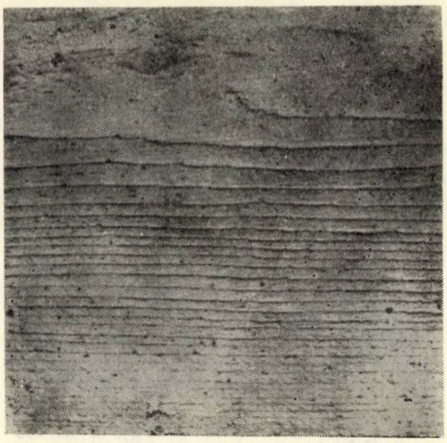


Fig. 7. Betoane aparente cu fețe în care s-au imprimat fibrele scîndurilor geluite de cofraj, tratate cu o soluție de motorină cu cerezină sau parafină și arse

La refolosire, cofrajele au fost bine curățate și spălate.

Compactarea betonului s-a efectuat cu pervibratorul. După turnare, betonul a fost menținut umed timp de șapte zile.

După decofrare au fost necesare unele reparații locale.

Aspectul elementului de construcție astfel executat este foarte estetic și s-au economisit importante cantități de tencuială (fig. 1).

2.2. A doua categorie de betoane experimentale (cele care prezintă la suprafață structura agregatelor) necesită o prelucrare a suprafeței betonului pentru a scoate în evidență granulele de agregat.

De aceea au fost necesare încercări de laborator care s-au făcut pe cuburi și semicuburi cu latura de 20 cm, precum și cuburi martor din același beton servind pentru a verifica dacă tratamentul aplicat nu influențează negativ calitatea betonului.

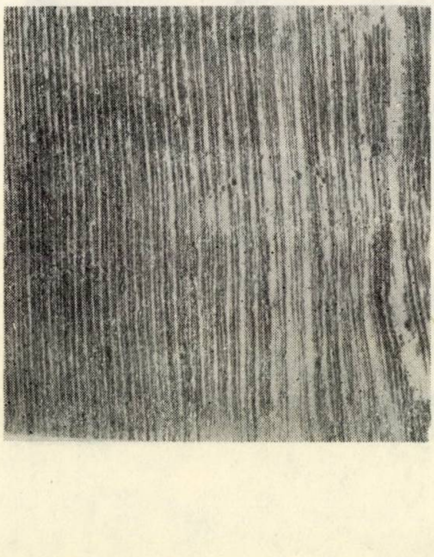
Pentru a obține suprafețe de beton în care se evidențiază structura agregatelor, panourile de cofraj se ung cu o soluție de melasă 10—20% concentrație în apă ; aceasta are un dublu scop :

— în primul rînd, în zona de contact dintre betonul proaspăt și fața cofrajului unsă cu soluția de melasă, priza cimentului este împiedicată pe o adîncime de 5—8 mm ;

— în al doilea rînd, curățirea cofrajului în scopul refolosirii lui este mult mai ușoară.

Prin reglarea concentrației soluției de melasă se poate realiza o pătrundere mai mare sau mai mică în masa betonului, deci o variație a efectului ei. În cazul cînd se urmărește ca efectul decorativ să fie realizat în majoritatea cîmpului cu granule mari se utilizează o concentrație mai mare (fig. 2).

Fig. 8. Betoane aparente cu fețe în care s-au imprimat fibrele scoase în relief printr-o ardere superficială a scîndurilor negeluite ale cofrajelor



În cazul cînd aspectul decorativ trebuie să fie realizat cu granule mici ale agregatului, se utilizează o concentrație mai mică (fig. 3).

Pregătirea cofrajelor se face așezînd panourile în poziție orizontală și aplicînd cu pensula sau cu bidineaua soluția de melasă, după care se lasă 2—3 ore în această poziție spre a se evita scurgerea soluției proaspete de pe fața panoului, care ar provoca neuniformitatea peliculei de melasă.

După acest interval, melasa s-a uscat și cofrajul poate fi montat.

Precizăm că soluția de melasă trebuie dată pe cofrajul nou, deoarece ea nu se fixează pe suprafețe care înainte au fost unse cu motorină, decofrol sau alte substanțe.

Cofrajele de placaj cu peliculă de protecție tego sau metalice nu sînt indicate, deoarece soluția de melasă nu se fixează bine pe ele și la ridicare se produc scurgeri care duc la neuniformități în aspectul betonului.

Dacă vrem să executăm pe suprafața betonului un desen oarecare sau dacă vrem ca muchiile stîlpilor să apară din beton normal, se fixează pe fața panoului, unsă cu soluție de melasă, fîșii de placaj cu tegofilm sau P.F.L. îmbibat cu petrolatum sau ulei mineral (fig. 4).

Betonul care vine în contact cu aceste fîșii se întărește normal.

La 3—4 zile după turnarea betonului, se decofrează (ne referim la panourile de cofraj în poziție verticală).

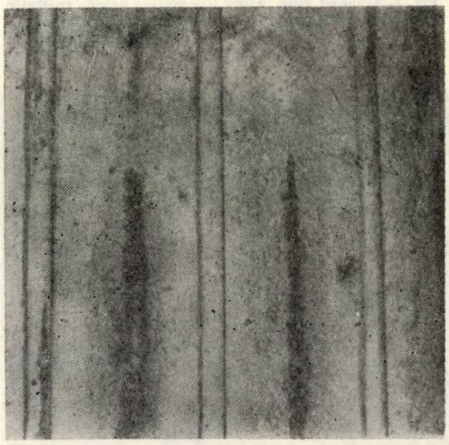


Fig. 9. Betoane aparente cu fețe în care s-au imprimat fibrele scîndurilor (arse superficial) și nuturile verticale date de șipcile trapezoidale aplicate pe cofraj

Desprinderea panourilor se face ușor, deoarece betonul de la suprafață, care a venit în contact cu soluția de melasă, nu face priză.

Imediat după decofrare, se spală fața betonului cu un jet de apă cu presiune normală de conductă.

Mortarul de ciment de la suprafața betonului, care n-a făcut priză, este astfel îndepărtat împreună cu granulele mici de agregat.

Deoarece efectul soluției de melasă se exercită numai pe o adîncime mică (5—8 mm), granulele mari de agregat rămîn bine înfipte în masa betonului, ieșind în evidență după spălare, ceea ce dă un efect decorativ.

Acest efect poate fi accentuat dacă se amestecă în pietriș bucățele de marmură sau alte granule de diferite culori.

Pentru a scoate mai bine în evidență structura betonului spălat se poate trata suprafața acestuia cu un lac poliuretanic aplicat prin pulverizare, în două straturi, la 28 de zile după turnare.

Pentru ca acest lac să prindă, este necesar ca temperatura mediului înconjurător să fie minimum + 15° C, iar umiditatea relativă maximă de 65%.

Acoperirea betonului cu lac poliuretanic, care are o aderență foarte mare, pe lîngă crearea unor efecte de lumină, datorită luciului peliculei de lac, închide porii betonului și asigură acestuia o bună comportare în timp, ferindu-l de acțiunea înghețului și dezghețului (fig. 5).

Probele făcute în laborator pe cuburi de beton tratat în felul arătat mai sus, încercate în paralel cu cuburi din același beton, însă netratat, au arătat că rezistențele mecanice nu sînt micșorate, granulele rămase aparente prezintă o bună aderență în masa betonului, iar rezistența la îngheț-dezgheț este considerabil mărită.

Costul betonului este același ca al betoanelor obișnuite, costul melasei nefiind mai mare decît al decofrolului.

În cazul tratării cu lac poliuretanic se adaugă un spor de 5—6 lei pe metru de suprafață totală, care însă este mai mic decît economia rezultată din suprimarea tencuielilor.

Metoda descrisă mai sus a fost aplicată în anul 1966 la cîțiva stîlpi de la construcția bazei de producție a Trustului 5 din Brașov.

Datorită unor deficiențe de așezare a unora dintre stîlpii preturnați, panoul de cofraj tratat cu melasă a rămas în partea de jos și nu a putut fi scos.

Betonul tratat nu a putut fi spălat decît după ridicarea stîlpului, după o lună.

Totuși, spălarea s-a putut face ca și la ceilalți stîlpi, fiind nevoie în plus de o frecare cu peria de sîrmă (fig. 6).

2.3. A treia categorie de betoane, care prezintă imprimate pe suprafață fibrele scîndurilor de cofraj, a fost experimentată mai recent.

În laborator au fost efectuate probe pe cuburi cu latura de 20 cm, introducîndu-se în tipare căptușeli de lemn de brad. Au fost executate două feluri de probe :

— cu scîndură geluită (fig. 7),

— cu scîndură negeluită, avînd fibrele scoase în relief printr-o ardere superficială (fig. 8).

Aceasta se obține prin ungerea scîndurii cu o soluție de 5—7% motorină cu cerezină sau parafină căreia i se dă foc. După ce s-a terminat arderea se îndepărtează de la suprafață partea arsă prin frecare cu o perie aspră.

Probele de laborator dînd rezultate bune, s-a hotărît să se aplice acest procedeu la construcția noului sediu al Trustului 5 din Brașov.

Pentru a se verifica rezultatele de laborator și a se experimenta tehnologia de lucru pe șantier, s-a executat mai întîi ca probă chiar unul din stîlpii planșeului peste subsol.

Acest stîlp s-a executat într-un cofraj, avînd la cele patru fețe panouri diferite și anume :

— o față perfect netedă din placaj cu peliculă de tego,

— a doua, din scîndură geluită, avînd tăiate nuturi longitudinale de secțiune semicirculară,

— a treia, executată în același mod, dar cu nuturile de secțiune trapezoidală,

— a patra față, negeluită și arsă, așa cum s-a arătat mai înainte, avînd tăiate nuturi de secțiune trapezoidală.

Betonul turnat a avut marca B 200 cu agregat cu diametrul maxim de 20 mm și granulația alcătuită astfel încît să se obțină compactitatea maximă.

Compactarea betonului s-a făcut cu pervibrator la interior și cu ciocane de lemn la exterior.

După patru zile s-a efectuat decofrarea, constatîndu-se că fața cu placaj cu peliculă este foarte netedă, iar fețele tratate în modul descris anterior au un aspect decorativ, cel mai bun rezultat obținîndu-se cu cofrajul ars superficial și prevăzut cu renuri verticale de secțiune trapezoidală.

În consecință, s-a adoptat această soluție pentru stîlpii și grinzile construcției noului sediu al trustului (fig. 9).

3. Din cercetările și experimentările expuse mai sus au rezultat următoarele concluzii :

3.1. Se pot executa cu mijloace curente de lucru ale șantierelor betoane aparente cu parament brut sau decorativ, care, pe lîngă un aspect estetic, oferă avantajul eliminării tencuielilor, ducînd prin aceasta la economie de material și manoperă, precum și la scurtarea termenului de dare în folosință.

Soluția care duce la reducerea maximă a prețului de cost este a doua (betoane aparente obținute prin spălare).

Efectul cel mai decorativ se obține prin soluția a treia (betoane cu fibra cofrajului imprimată și cu renuri verticale de secțiune trapezoidală).

Acestea din urmă necesită unele cheltuieli suplimentare pentru confecționarea cofrajelor, a căror valoare este însă mai mică decît a tencuielilor care se economisesc.

3.2. La execuția betoanelor aparente cu parament brut sau decorativ trebuie luate unele măsuri deosebite, și anume :

— Cofrajele să fie lucrate foarte exact, cu toleranțe sub ± 5 mm, iar montarea lor să se facă cu atenție deosebită.

— Ele să fie pe cît posibil alcătuite în așa fel încît decofrarea să se poată face prin forfecare și nu prin smulgere.

— Betonul trebuie confecționat din agregate cu o granulație constantă, studiată astfel ca să rezulte cît mai compact.

În acest scop este bine să se dispună la începutul lucrării de întregul stoc de agregate necesare, care să fie omogenizat după stabilirea rețetei.

Betonul pentru un etaj trebuie turnat cu ciment din același lot.

— Betonarea stîlpilor trebuie efectuată înainte de montarea armăturilor grinzilor și planșeului, pentru a se putea face o cît mai bună îndesare a betonului.

Rostul de betonare în stîlpi se va realiza sub grinzi la o secțiune corespunzătoare zonei de moment nul ; pentru marcarea acestui rost de turnare se poate prevedea un nut orizontal care contribuie la efectul decorativ.

Se recomandă ca betonul să se prepare cît mai aproape de locul de turnare, deoarece dacă se aduce de la distanță segregă și se compromite aspectul decorativ.

— Compactarea betonului se va efectua la interior cu pervibratorul, iar la exterior cu ciocanul de lemn.

Întrebuințarea ciocanului de lemn la exterior este mai indicată decît a vibratoarelor de cofraj, deoarece la acestea din urmă timpul de vibrare nu se poate regla totdeauna destul de exact și există pericolul să se vibreze în exces și astfel să se producă, prin rosturile cofrajului, scurgeri de lapte de ciment, care ar strica aspectul betonului.

— În cazul betonului cu structură aparentă obținută prin spălare, granulația mare se poate obține și prin folosirea de agregate cu curba granulometrică discontinuă (fără sortul 7—17 mm).

— La aceste betoane este bine ca decofrarea și spălarea să se efectueze la cel mult 5—6 zile de la turnare, iar decofrarea să se facă cu mare atenție, pentru a nu se rupe eventualele porțiuni care aderă mai tare.

Studiile și experimentările efectuate pînă acum arată că se pot realiza betoane decorative cu mijloacele obișnuite ale șantierelor, fără a se depune un efort mai mare decît cel necesar în general pentru executarea unui beton de bună calitate.

Urmează ca acele construcții ce se vor realiza în felul arătat să confirme rezultatele de pînă acum, să îmbogățească experiența pe care o avem în acest domeniu și să ducă la stabilirea unei tehnologii definitive, astfel ca această metodă să intre în uzul curent.

Problema umezelii construcţiilor vechi în atenţia UNESCO

(Colocviul ICOMOS de la Roma şi Conferinţa UNESCO de la Florenţa-Veneţia)

Recent au fost, nu întîmplător, găzduite în Italia, două reuniuni internaţionale care s-au succedat la un scurt interval de timp, şi anume :

— Colocviul asupra problemelor pe care le pune umezeala în monumente (Roma 11—14 octombrie 1967).

— Conferinţa experţilor UNESCO pentru salvarea Florenţei şi Veneţiei (Florenţa-Veneţia 9—15 noiembrie 1967), care, în principiu, s-au ocupat, prima de teoria combaterii umezelii în construcţii, în special în cele vechi, iar a doua reuniune, de aplicarea concretă a metodelor de asanare, la salvarea patrimoniului cultural din cele două oraşe italiene Florenţa şi Veneţia, grav sinistrate de inundaţiile de la 4 noiembrie 1966.

Colocviul de la Roma, organizat de Consiliul Internaţional al Monumentelor (ICOMOS), a reunit specialişti din 19 ţări. Este interesantă înşiruirea titlurilor comunicărilor, pentru că prin conţinutul lor cuprind problema combaterii umezelii din cele mai diferite unghiuri de vedere, încît reunirea lor într-un singur volum s-a putea considera ca un adevărat tratat de specialitate. Aceste comunicări pot fi grupate în cîteva grupuri distincte, şi anume :

I. Cauzele şi efectele umezelii în zone climaterice diferite

1. Raport general : Giovani Massari — Italia.
2. Raport asupra cauzelor şi efectelor umezelii în monumentele aflate în regiuni tropicale. Pierre Fusey — Franţa.
3. Raport asupra cauzelor şi efectelor umezelii în monumentele situate în regiunile mediteraneene. Mihalo Vunjak — Iugoslavia.
4. Raport asupra cauzelor şi efectelor umezelii în monumentele situate în regiunile continentale temperate. A. Vos — Olanda.
5. Raport asupra cauzelor şi efectelor umezelii în monumentele situate în regiunile de deşert. Zaky Iskander — Egipt şi Bradley B. Kidder — S.U.A.

II. Metode de combatere a umezelii

6. Metode fizice de uscare (subzidire, tăieri de ziduri şi sifoane de aerare). Paul Haller — Elveţia.
7. Metode electrice şi electrochimice de uscare. Dinu Moraru — R. S. România.
8. Metode fizico-chimice de uscare (transfuzii şi injectări). H. Kunzel—R. F. a Germaniei.
9. Metode de eliminare a umezelii de condens. Carmine Anemona — Italia.

III. (10) Metode şi mijloace de măsură a umezelii în monumente. Jean Paquet — Franţa

IV. Diferite rapoarte cu caracter general

11. Cîteva experienţe de uscare a monumentelor din U.R.S.S. M. Zvorikin — U.R.S.S.
12. Experienţe asupra uscării pereţilor cu ajutorul electroosmozei. P. Wieden — R.F. a Germaniei.
13. Notă asupra lucrărilor de uscare executate la Grand Beguinage din Louvain. Deporter — Belgia.
14. Raportul comitetului cehoslovac al ICOMOS.
15. Determinarea şi conservarea materialelor de construcţie poroase în monumente (raport preliminar). T. Stambolow şi J.R.J. van Asperen de Boer — Olanda.

Aproape fiecare din aceste lucrări a conţinut elemente de noutate, care se consideră interesante pentru a putea să fie relevate chiar şi pe scurt în cele ce urmează, comunicările la care se face referinţă fiind indicate prin numărul respectiv din lista de mai sus.

Raportul general (1) al prof. dr. Giovani Massari, şeful grupului de lucru ,,Umiditatea în construcţii'' din cadrul Consiliului Naţional pentru Cercetări al Italiei, trece în revistă succint fiecare contribuţie a raportorilor care au depus referate înaintea lucrărilor conferinţei. A doua parte a acestui raport este dedicată problemelor de luptă contra umidităţii pe care le ridică Florenţa şi Veneţia şi unor încercări de asanare efectuate la Roma şi Veneţia de către raportor, cu ajutorul metodei sale zisă ,,a tăieturilor''. Este demnă de scos în evidenţă, după raportor, opera întreprinsă la Florenţa de către prof. Parolini, care a organizat un vast spaţiu pentru uscarea operelor de artă inundate şi recuperate, în clădirea orangeriei palatului Pitti, cu ajutorul unei instalaţii hidrotermice, montată cu cea mai mare viteză şi în cele mai bune condiţii şi care a reuşit să salveze 90% din patrimoniul recuperat. Văzînd această meritorie operă, se poate afirma că salvarea operelor florentine constituie o experienţă unică şi excepţională.

Din punctul de vedere al constructorului însă, problema salvării frescelor umezite de inundaţie la Florenţa şi Veneţia pune probleme cu totul speciale privind salvarea şi conservarea lor. Principala cauză a degradării picturilor murale este pericolul de cristalizare expansivă în microporii straturilor superficiale ale tencuielilor pictate, a sărurilor care se găsesc în soluţia care tinde să se evapore, ca urmare a procesului de uscare la Florenţa şi ca urmare a ascensiunii capilare continue de la Veneţia, unde apa lagunei prezintă şi un grad de salinitate. Pentru a se preîntîmpina acest fenomen, precum şi coroziunea biologică, a fost necesar ca un număr de picturi să fie det aşate de pe tencuieli (metoda smulgerii : *strappo*) sau cu tencuieli cu tot (metoda *stacco*), urmînd a fi reaşezate după ce zidăriile se vor fi uscat. Legată direct de aceasta, prof. Massari pune problema stabilirii exacte a gradului de umezeală a unei zidării, atît pentru stabilirea pericolului de coroziune, cît şi pentru controlul în timp, propunînd adoptarea cu precădere a metodei gravimetrice. Desigur, această metodă, care necesită preluarea periodică a unor epruvete, este cea mai exactă cu referire la epruveta respectivă, dar este tot atît de susceptibilă la erori mai ales relative, ca şi celelalte metode, deoarece de fiecare dată preluarea epruvetei se face din alt loc, materialele vechi prezentînd multe neomogenităţi.

Comunicarea metodei de uscare a epruvetei prin curenţi de înaltă frecvenţă (27 MH) apare deosebit de interesantă în comparaţie cu metoda de uscare în etuvă, prin aceea că uscarea se face rapid, prin încălzirea eşantionului în întreaga sa masă.

Metoda Massari pentru subzidirea unei construcţii este o metodă ce pretinde tehnicitate (metoda tăieturilor) şi constă în crearea cu mijloace mecanice a unor fante de circa 3—5 cm pe toată grosimea zidăriei, practicate pe porţiuni de circa 1 m lungime. Aceste fante se umplu, în scopul realizării unei izolaţii hidrofuge, cu un mastic cu întărire rapidă, compus din răşini poliesterice amestecate cu praf de marmură sau praf de cuarţ. Preţul unui m^2 de astfel de izolaţie este de circa 160 000 lire (circa 4 400 lei), ceea ce pare destul de oneros. Dacă metoda Massari poate da rezultate bune în ceea ce priveşte viteza de lucru în raport cu subzidirea clasică sau să împiedice noi invazii de apă, aplicată în cazul unei atmosfere cu un grad mare de umezeală (la Veneţia în permanenţă 90%), evaporarea umezelii de deasupra stratului izolator nu poate avea loc. De aceea, deşi se poate aprecia că metoda în cauză este eficace în caz că asemenea evaporări lente se pot produce (de exemplu la Florenţa), aplicată singură, fără continuarea ei cu un mijloc eficace de extragere a umezelii şi apoi de împiedicare a difuziei din atmosferă în zidărie, în cazul Veneţiei nu poate da rezultate bune. De fapt, aplicarea experimentală la biserica Sf. Sebastian din Veneţia, unde se găsesc faimoase fresce de Veronese, nu a dat satisfacţie. Massari însuşi recunoaşte în raportul său această situaţie şi propune ca la Veneţia construcţiile însemnate să fie ,,tăiate'' şi apoi aerul interior să fie condiţionat, pentru ca evaporarea să fie posibilă şi condensul să fie împiedicat. D-sa propune, ca o cale nouă de investigare, utilizarea căldurii.

Grupul de comunicări (2—5), care se referă la climatologia umezelii în diferite zone geografice, contribuie şi el cu interesante date. Astfel, raportul (2) scoate în evidenţă pericolul coroziunii biologice şi în special al bacteriilor nitrifiante şi al tiobacteriei, care stimulează formarea sulfaţilor. Raportul (3) scoate în evidenţă pericolul coroziunii fierului în zonele maritime, care poate provoca dezagregarea pietrei atunci cînd este încastrat în aceasta. Raportul (5) pune problema acţiunilor coroziunii vîntului, în special pentru Mexic, şi cea a insolaţiei care provoacă mari variaţii de volum. A. Vos, care a prezentat raportul (4), este un specialist reputat în problema studiului migraţiei vaporilor în pereţi; acest raport, care se referă la monumentele din zonele temperate, este o lucrare complexă care se ocupă de umezirea higroscopică, umezirea prin apă de ploaie şi de condensare. Partea cea mai interesantă a lucrării ni se pare însă descrierea metodei ,,Sondei λ" pentru determinarea umezelii într-un anumit punct. Sonda este un dispozitiv electric cu termocuple, care permite măsurarea simultană la diferite adîncimi a umezelii în pereţi, care după autor a dat rezultate foarte concludente.

Dispozitivul constă din două braţe, pe care se montează termocupluri echidistante, unul fiind braţul cald, iar celălalt braţul rece, care se introduc în perete la 20 cm distanţă. Prin această metodă se măsoară conductibilitatea termică ca funcţie de adîncime. Stabilindu-se relaţia între λ şi conţinutul în umezeală, se poate obţine variaţia umezelii. Autorul a realizat şi o automatizare a determinărilor şi înregistrărilor.

Grupul de comunicări (6—9), care se ocupă de metodele de combatere a umezelii, aduce cele mai interesante informaţii.

Lucrarea (6) se consideră foarte interesantă, pentru că, după cunoştinţa noastră, pune pentru prima dată problema unui calcul al evaporării superficiale a unui zid care este continuu alimentat cu umezeală urcată capilar. Autorul, Paul Haller, bine cunoscut specialist elveţian, a reuşit să îmbine în metoda sugerată condiţiile de evaporare cu cele de porozitate şi dimensiunile capilarelor materialului de construcţie. El este un partizan al metodelor de aerare şi un opozant al metodelor electrice, acuzînd pericolul coroziunii electrozilor şi al costului curentului*. Ca orice metodă tehnică, fiecare are limitele sale de aplicabilitate, iar calitatea de a alege una sau alta din acestea, după caz, îi revine specialistului chemat a le aplica.

Comunicarea (7) face o sinteză a problemelor legate de mijloacele electrice şi electrochimice de luptă contra umezelii. Aportul de noutate al lucrării constă în stabilirea mecanismului molecular al migraţiei electroosmotice şi a drenării, bazat pe teoria stratului dublu electric. De asemenea, se dau pentru prima dată metode de dimensionare a instalaţiilor de electrodrenare activă (cu folosirea unei surse de curent continuu) şi a celor de electrodrenare pasivă, care foloseşte diferenţa naturală de potenţial construcţie-teren, indicîndu-se şi mijloacele de combatere a coroziunii electrozilor prin amestecuri de polarizante şi pentru împiedicarea formării eflorescenţelor, prin limitarea intensităţii curentului folosit (în cazul metodei active).

Raportul (9) se ocupă de metodele de combatere a umidităţii de condens şi este important în mai multe privinţe. Autorul atrage astfel atenţia că, în trecut, condensul nu era aşa de periculos ca astăzi, cînd poluarea atmosferică a marilor oraşe prin microparticule nocive poate genera soluţii agresive pentru operele de artă şi că deci condensul are astăzi şi un aspect chimic.

Exemplificările sale pentru Veneţia sînt deosebit de interesante; umezeala relativă a aerului este în medie 80%, atît la interior, cît şi la exterior, şi se constată un strat aderent de apă pe suprafeţe cu o umezeală de 90%. Autorul arată că nu este suficient a preveni ascensiunea capilară pentru a rezolva problema umezelii unui monument, ci este necesar să se combată şi alte surse de umezire, din care condensul este în aceste cazuri una din ele. Remediile propuse sînt împărţite după natura construcţiei (cripte, construcţii din zidării grele etc.). Ca şi maestrul său, prof. Massari, Carmine Anemona înclină pentru condiţionarea aerului în cazurile foarte importante, lucru care în stadiul de civilizaţie a vremurilor noastre nu mai poate fi considerat utopic din punct de vedere economic şi tehnic.

Singura comunicare (10) ce se ocupă de metode de măsură a umezelii este cea a lui Paquet (Franţa). Este o lucrare care trece în revistă majoritatea metodelor şi anume metoda gravimetrică, metoda bazată pe măsurarea tensiunii de vapori de echilibru, metoda ce utilizează proprietăţile termice ale materialelor, metodele electrice cu măsurarea rezistenţelor sau a impedanţelor, metode electrice de măsură în curent continu sau alternativ de joasă frecvenţă sau cu ajutorul constantei dielectrice, metoda cu măsurarea absorbţiei dipolare a apei şi, în sfîrşit, metode bazate pe folosirea neutronilor şi a razelor gamma. Date fiind multiplele probleme ridicate, rezultă necesitatea aprofundării lor într-o lucrare independentă, pe care o aşteptăm cu interes.

Grupul de cinci rapoarte finale s-au referit la probleme cu caracter divers privind soluţionarea problemelor de umezeală în diferite ţări.

O dată interesantă din raportul sovietic (11), datorată lui K. Florenski, se referă la perioada periculoasă după edificarea unui monument, în care concentraţiile de săruri devin dezagreabile şi anume 150—200 de ani, cînd apar necesare lucrări de îndepărtare a lor. Se indică de asemenea că la lucrările de restaurare este de recomandat a se introduce săpun alcalin tehnic, în proporţie de 0,3—0,5% din greutatea liantului, pentru a se hidrofiliza tencuielile. Se menţionează de asemenea succesele obţinute prin utilizarea metodelor electrice.

Experienţele făcute în R. F. a Germaniei asupra folosirii electroosmozei sînt descrise în raportul (12) de către P. Wieden. De fapt, Wieden este şi autor al unei broşuri despre electrodrenare şi promotor al aplicării acestui procedeu de uscare. El observă, ca mulţi autori de altfel, pericolul corodării electrozilor la tensiuni de peste 8—12 volţi. Se descriu unele aplicaţii în Austria şi se fac recomandări asupra metodelor de control al variaţiei umidităţii în timp, cu mijloace electrice. În general, autorul scoate în evidenţă defectele metodei electroosmotice şi se pare că este un adept al metodei pasive, citînd nu mai puţin de 300 de cazuri de aplicare în Austria. El vine în întîmpinarea părerilor autorului acestui articol în ceea ce priveşte cauzele care ar putea împiedica electrodrenarea construcţiilor şi care să nu poată da bune rezultate, cum ar fi: interpretarea greşită a polarităţii electrice, contacte electrice proaste ale electrozilor, aplicarea la cazuri la care nu se pretează.

Raportul (13) se referă la metodele folosite pentru uscarea lui ,,Grand Beguinage" din Louvain. Determinările umezelii s-au făcut cu o metodă chimică (bomba cu carbid), care se bazează pe cuantumul de acetilenă generată de eprubetă, atunci cînd apa conţinută se combină cu o cantitate cunoscută de carbură de calciu. Din cele două metode aplicate, electrodrenare şi injecţii cu produse siliconice, autorul o preferă pe a doua.

Informarea (14) atrage atenţia tot asupra folosirii injecţiilor cu răşini sintetice. Metodele de electrodrenare utilizate cu succes de ing. Jiri Kos de la Institutul cehoslovac de cercetări în construcţii, au dat, după raportori, rezultate bune.

Ultima comunicare (15), a colectivului olandez Stambolow—Asperen de Boer, se referă în general la conservarea mediilor poroase. Preocuparea de bază a acestei comunicări este legătura cu problema umidităţii. Este o comunicare foarte amplă, care se ocupă de degradări prin umezeală şi săruri, umezeala în materiale de construcţii poroase, degradări prin agenţi biologici, prin insolaţie şi foc, îngheţ, vînt şi praf. A doua parte a raportului se ocupă de conservarea materialelor de construcţii. Capitolul privitor la măsurile de luat împotriva umezelii tratează pe larg remediile împotriva migraţiei capilare (izolaţii, reducerea secţiunii transversale, bariere verticale, drenuri şi electrodrenarea), împotriva condensului şi a altor surse diferite de umezire. Lucrarea se încheie prin două capitole tratînd mijloace de curăţire şi mijloace de consolidare. Desigur, însăşi înşiruirea conţinutului sugerează un adevărat tratat, textul comunicat fiind mai mult o rezumare a preocupărilor din domeniul vast al protecţiei contra umezelii, rezumare nu lipsită de interes, deoarece strînge la un loc enunţarea şi soluţia pe scurt a problemelor în cauză.

În ceea ce priveşte conferinţa experţilor UNESCO pentru salvarea Florenţei şi Veneţiei, în cele ce urmează se prezintă o relatare scurtă a amplelor probleme indicate în cadrul lucrărilor respective.

Florenţa şi Veneţia au avut de suferit catastrofa care în limbajul zilnic al localnicilor a căpătat denumirea de *aluvione*. În ultimii 500 de ani, cel puţin pentru Florenţa, această *aluvione* s-a repetat a treia oară. Calamitatea naturală se datorează la Florenţa atît reliefului regiunii, cît şi climatului muntos, susceptibile a aglomera pentru o lungă perioadă de timp abundente precipitaţii atmosferice.

---

* Criticile lui Haller împotriva metodelor electrice se consideră că au fost eliminate prin prevederile invenţiei autorului ,,Metode şi electrozi pentru combaterea umezelii în construcţii", care rezolvă problemele de coroziune în cazul electrodrenării şi deschide metodei noi perspective de aplicare.

Florenţa a suferit periodic un adevărat potop cu mîl datorită fluviului Arno (în 1966 a provocat depuneri de peste 1,50 m). Veneţia suferă de o maladie cronică, umiditatea permanentă, total diferită ca aspect şi cauză şi care este datorată aşezării sale.

Fondată în secolul IX în laguna fluviului Pad, Veneţia este construită în apa sărată a Adriaticei, care, absorbită în ziduri prin ascensiune capilară, recristalizează sărurile ce le conţine şi care produc prin expansiune măcinarea materialelor de construcţie, a frescelor, sculpturilor etc. De asemenea, permanenta umiditate atmosferică, foarte ridicată (peste 80%), face ca zidurile clădirilor să fie veşnic umezite şi supuse unui proces de continuă dezagregare. În plus, inundaţiile produse de fluviu sau chiar mareele extraordinare fac să se accentueze fenomenele de distrugere care se produc sub ochii noştri.

În consecinţă, cele două oraşe italiene, punînd o problematică foarte complexă, diferită pentru fiecare în parte, a făcut ca UNESCO în colaborare cu guvernul italian să convoace la Florenţa şi Veneţia o conferinţă de experţi în probleme de conservare pentru a se opinia, după un an de la producerea catastrofei, asupra măsurilor luate de statul italian, cu concursul internaţional, şi asupra planului de acţiuni viitoare pentru salvarea operelor de artă şi arhitectură.

Comisia a fost foarte largă şi se poate afirma că s-au putut trage concluzii importante asupra operei întreprinse şi a viitoarelor acţiuni necesare. În componenţa comisiei au fost membri reprezentînd 14 ţări şi anume : Anglia, Austria, Canada, Cehoslovacia, Elveţia, Franţa, Republica Federală a Germaniei, Italia, Iugoslavia, Japonia, Polonia, România, Spania, Statele Unite. Dintre organismele internaţionale, UNESCO a fost reprezentat chiar de directorul general René Maheu, iar Centrul Internaţional pentru Conservarea Bunurilor Culturale de la Roma, prin directorul său, dr. H. J. Plenderleith. Conferinţa a fost prezidată de Sir Ashley Clark (Anglia), raportor general fiind prof. Lorentz (Polonia). Dintre competenţele de mare renume convocate, pot aminti pe Sir Philip Hendey (Anglia), pe prof. Walter Frődl (Austria), Germain Bazin (Franţa), prof. Cristian Wolters (R.F.G.), prof. Pasquale Rotondi şi prof. Paolo Mora (Italia), dr. Mihail Vunjak (Iugoslavia), prof. dr. Bunsaku Kurata (Japonia), Myron Gillmore şi Larry Majewski (S.U.A.).

Conferinţa a ascultat în prima parte a lucrărilor ei rapoartele pe specialităţi (arhive, biblioteci, galerii, muzee arheologice, monumente istorice) făcute de supraintendenţii italieni din Florenţa şi Veneţia, privind dimensiunile pierderilor suferite, cantitatea de muncă desfăşurată timp de un an pentru salvarea bunurilor culturale, necesarul de timp, personal şi fonduri pentru combaterea urmărilor aluviunii, cu alte cuvinte pentru restaurări, refaceri, reinstalări, reechipări.

Cîteva cifre sînt grăitoare în acest sens.

La arhivele statului şi ale unor instituţii culturale au fost deteriorate 49 milioane de pagini, care puse cap la cap ar reprezenta o lungime de 19 800 km şi care cîntăresc 5 735 tone; din aceste documente din secolele XIV-XVII s-au pierdut ireparabil 2—3%. Pentru restaurarea arhivelor sînt necesare 23 milioane dolari şi circa 20—30 de ani.

Pentru refacerea Bibliotecii Naţionale din Florenţa, unde au fost deteriorate 260 000 de volume, sînt necesare 12 milioane dolari, fără să mai socotim încă alte 10 biblioteci ale aceluiaşi oraş. La muzeul de arheologie din Florenţa au fost deteriorate 27 000 piese de bronz, ceramică, fildeş, ambră etc. expuse pe mai mult de 2,4 km de vitrine. Pentru regăsirea pieselor amestecate în mîlul care le-a înecat au fost cercetaţi 50 m^3 de noroi. Aici, pînă în prezent au fost regăsite şi repuse în ordine marea majoritate a pieselor, urmînd să reînceapă restaurarea lor, din care circa 1 200 vase au şi fost puse în situaţia de expunere. Pentru viitor este necesară o cantitate imensă de muncă; pentru restaurările propriu-zise şi repunerea în ordine a muzeului este necesară suma de 970 000 dolari eşalonată pînă în 1970.

În ceea ce priveşte galeriile din Florenţa, au fost deteriorate 370 tablouri pe lemn, 672 pe pînză, 495 sculpturi, precum şi fresce din 56 de biserici, din care în vederea restaurării, 60 sau şi fost extrase,iar alte 64 se restaurează pe loc.

În cazul frescelor, din care s-au detaşat circa 1 500 metri pătraţi, principala racilă este umezeala zidurilor pe care s-au găsit şi care mai întîi trebuie uscate înainte de reaşezare, pentru a nu fi deteriorate de recristalizări de săruri şi mucegaiuri în cursul procesului de uscare, aşa cum s-a arătat mai sus.

La „Fortezza da Basso" şi la „Limonaia" s-a instalat în fostele grajduri militare un atelier complex de restaurări, necesitînd o investiţie de 1,66 milioane dolari. Aici lucrează alături de restauratori italieni un număr de 48 restauratori din 10 ţări, urmînd ca încă 5 ţări să-şi mai aducă contribuţia în mînă de lucru. În afara daunelor ce rezultă din pierderea definitivă a unor piese cum este Christul lui Cimabue, pentru restaurarea operelor salvabile este necesară o cheltuială de încă 10,6 milioane dolari.

Situaţia monumentelor istorice este tot atît de grea.

De exemplu, la Santa Croce, înălţimea apelor a atins 6 m, încît noroiul, apa şi motorina în suspensie au pătat sculpturi. elemente de arhitectură, fresce şi picturi. Valoarea lucrărilor este prevăzută a cifra 4,7 milioane dolari, realizabile în 1,8 milioane ore muncă.

Veneţia, oraşul care a stat 1—1,5 m sub apa Padului timp de 20 de ore, a avut cu atît mai mult de suferit, cu cît aici semnele de degradare a construcţiilor erau mai vechi, ca urmare a situaţiei oraşului.

Pînă în prezent s-au cheltuit numai pentru restaurarea galeriilor din Veneţia abia 520 mii dolari, fiind încă necesare cheltuieli în valoare de 7,4 milioane dolari. Cum se exprima foarte plastic arhitectul Guiotte, supraintendentul monumentelor istorice din Veneţia, oraşul suferă de o „inundaţie permanentă", şi astfel se poate aprecia că situaţia aici este mai gravă decît la Florenţa. Lucrările cele mai urgente sînt de executat la 94 edificii în valoare totală de 6,7 milioane dolari, din care s-au executat lucrări în valoare de numai 280 mii dolari.

Pînă în prezent, statul italian şi alte state sau instituţii culturale străine au alocat o sumă de circa 72 milioane dolari, care în cea mai mare parte a fost consumată.

Cum era şi normal, prezentarea în faţa comisiei UNESCO a unor probleme atît de vaste, de răspundere şi cu mari implicaţii economice, a stîrnit discuţii aprinse, la început mai mult pe plan economic şi abia în şedinţele de la Veneţia pe plan strict tehnic.

Desigur, ca orice problemă tehnică mult discutată şi controversată, ca cea a salvării Veneţiei şi a asanării Florenţei, interesul pentru rezolvarea variatelor probleme pe care aceste două oraşe le pun este foarte larg. Se poate spera că cercetătorii care lucrează la această spinoasă problemă vor sfîrşi prin a contribui la găsirea unei soluţii.

Ing. Dinu Moraru

DOCUMENTARE

CONSTRUCŢIA COMBINATĂ PRIN GLISARE-LIFTARE A UNUI CASTEL DE APĂ DE 1 180 m^3 LA SISSELN-ELVEŢIA

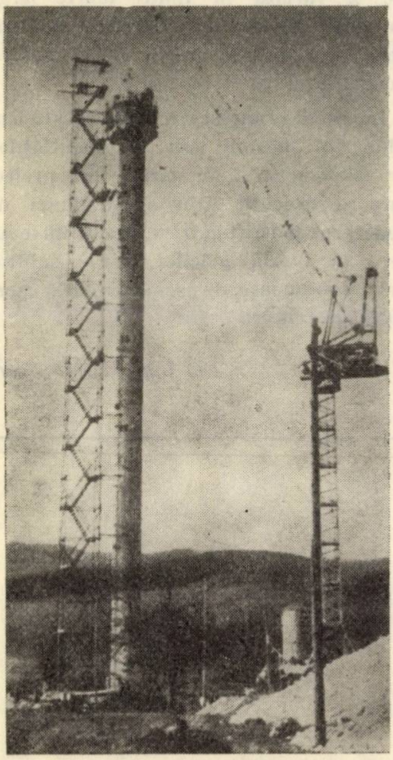
La Sisseln, în Elveţia, pe malurile Rinului, s-a realizat recent un castel de apă cu o capacitate de 1 180 m^3, la care s-a executat la sol cuva rezervorului şi apoi s-a montat prin liftare la locul definitiv.

Concepţia generală a rezervorului prevedea un ascensor într-o cajă, care urca de la sol pînă la acoperiş. Această cajă a constituit un fel de catarg pe care s-a căţărat rezervorul. Acesta, fiind din beton precomprimat, oferea rigiditatea necesară pentru a suporta fără pericol ridicarea.

În timpul proiectării s-au întreprins studii asupra regimului vînturilor din regiune, deoarece caja ascensorului era construită dintr-o coloană goală, relativ subţire, cu o înălţime de peste 60 m, foarte vulnerabilă la acţiunea vîntului. Studiile întreprinse au stabilit certitudinea că se putea opta pentru soluţia de liftare.

Fundaţia rezervorului este situată la 9,05 m adîncime, într-un sol compus în întregime din materiale aluvionare provenind din Rin. Ea constă dintr-o dală circulară armată de 14 m diametru şi 1,20 m grosime. Din calcul, considerînd rezervorul plin şi cu acţiunea din vînt, rezulta o compresiune totală de 3,30 kg/cm^2 la marginea tălpii de fundaţie. Caja ascensorului a constituit elementul principal al sistemului şi din cauza dimensiunilor ei —64,25 m înălţime de la fundaţie şi 56,40 m deasupra solului, cu un diametru de 2,20 m, elementul a fost solicitat la extrem (fig. 1). Din această cauză s-a acordat o grijă deosebită la execuţia sa, realizată în cofraj glisant; calitatea betonului, în special, a făcut obiectul unui control constant. Pe parcursul execuţiei, la înălţimea de 45 m, glisarea a trebuit să se oprească timp de două zile consecutive, din cauza unui vînt cu o viteză de 78 km/h, care nu mai permitea respectarea toleranţei de ± 2 cm raportată la verticală.

Fig. 1



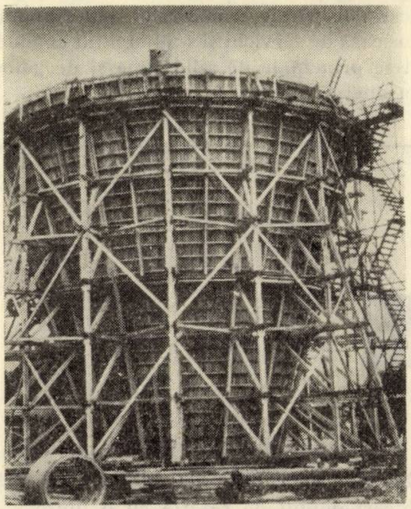


Fig. 2

Rezervorul cu capacitatea de 1 180 m^3 are forma unui trunchi de con cu baza mică în jos, cu o înălţime de peste 15 m, avînd diametrul la partea superioară de 16,40 m. Precomprimarea pe circumferinţă a rezervorului permite echilibrarea tensiunilor apărute datorită umplerii cu apă; pentru aceasta s-au pus în operă 2 390 m de cabluri, repartizate în 62 de cercuri. De asemenea, s-a exercitat şi o precomprimare verticală, asigurată prin 36 de cabluri repartizate pe contur.

Construcţia rezervorului s-a făcut printr-o metodă combinată: beton proiectat pe un cofraj simplu pentru pereţii exteriori, cofraje glisante pentru pereţii interiori, cofraj tradiţional pentru fund şi acoperiş (fig. 2).

După ce caja ascensorului s-a glisat şi s-a turnat rezervorul în care s-au înglobat diverse instalaţii şi conducte, rezervorul în greutate totală de 715 t a fost suspendat prin cabluri ancorate în planşeul său de opt tiranţi, distribuiţi egal în jurul cajei şi ale căror capete erau fixate în tije speciale de căţărare, acţionate de verine hidraulice.

Verinele făceau posibilă urcarea tijelor şi respectiv a tiranţilor, care la rîndul lor acţionau rezervorul pe verticală. Aceste verine, în număr de opt (cîte una pentru fiecre tirant) lucrau alternativ, perechi, fiecare pereche înlocuind la lucru pe cealaltă.

Ridicarea rezervorului se făcea în etape de 1,95 m. Pentru aceasta s-au lăsat în caja ascensorului, la intervale egale, cîte patru fante, faţă în faţă, trecîndu-se prin ele două grinzi mari de oţel profil I care traversau caja dintr-o parte într-alta (fig. 3).

Fiecare grindă avea de o parte şi de alta console, pe care se aşezau verinele. O dată parcursă cursa de 1,95 m, sarcina era blocată printr-un sistem aşezat sub grinzi, puţin înainte de sfîrşitul ridicării. Cele două verine liberate se căţărau atunci de-a lungul tijelor, pînă sub fantele următoare, unde se opreau în aşteptarea grinzilor suport pe care urmau să reazeme din nou, după ce acestea se eliberau la rîndul lor (fig. 4).

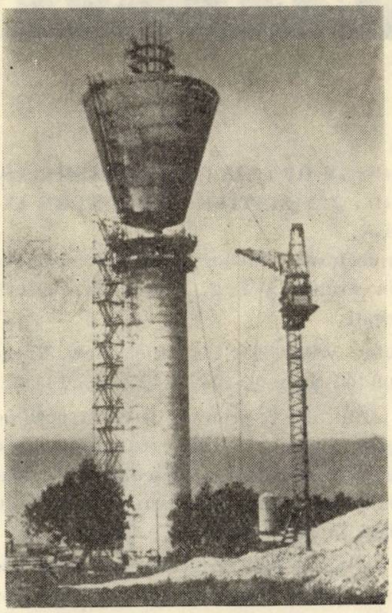
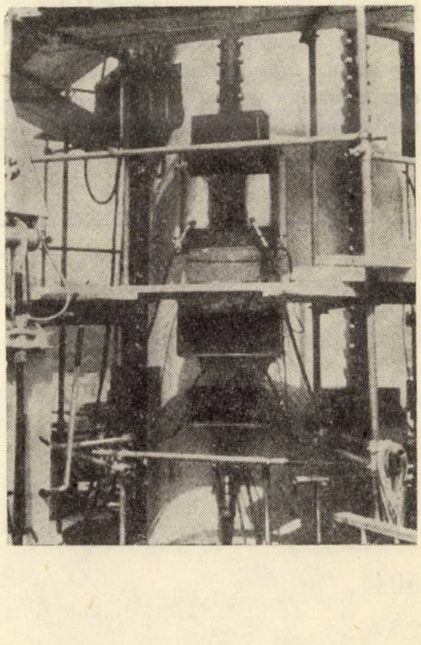


Fig. 3

Astfel, grinzile, ajungînd din nou verinele, asemenea unui căţărător pe frînghie, folosind alternativ mîinile şi picioarele, rezervorul s-a ridicat la cota maximă posibilă în vîrful cajei. În această poziţie, partea de jos a rezervorului se

Fig. 4



găsea la o înălţime de circa 46 m, rămînînd de parcurs încă 10 m pentru a ajunge la cota definitivă. În acest scop s-a fixat pe caje un eşafodaj metalic pentru a asigura în continuare punctele de sprijin necesare verinelor.

În paralel cu ridicarea rezervorului, s-a executat, prin glisare, peretele exterior al turnului rezervorului, pe care acesta urma să se sprijine. Această a doua coloană goală, care înconjura caja executată iniţial, are un diametru de 7,70 m şi un perete cu o grosime de 25 cm. Între cei doi pereţi concentrici s-a executat o scară de serviciu şi s-au montat conductele principale de aducţiune şi de golire a apei.

Rezervorul a fost ridicat puţin mai sus de cota fixată de rezemare. Apoi el a fost coborît tot cu ajutorul verinelor, acestea putînd, după necesitate, să tragă sau să coboare sarcina.

El a rezemat în final pe reazeme de neopren aşezate pe un pat de mortar.

Batir, nr. 162, decembrie 1967

RECENZII

A. M. HAAS:

DESIGN OF THIN CONCRETE SHELLS. VOL. 2 NEGATIVE CURVATURE INDEX.

Proiectarea plăcilor curbe subţiri de beton armat. Vol 2. Indice de curbură negativ.

John Wiley & Sons, Inc. New York-London-Sydney, 1967, 242 pag., 141 fig.

Autorul este profesor de construcţii de beton armat la Institutul tehnologic din Delft (Olanda) şi preşedintele Asociaţiei Internaţionale pentru Structuri din Plăci Curbe Subţiri (I.A.S.S.).

Cartea de faţă urmează unui prim volum, apărut în aceeaşi editură, care tratează despre plăcile curbe subţiri de rotaţie cu curbură pozitivă şi este scrisă pentru a pune la îndemîna studenţilor şi inginerilor un ghid simplu şi practic pentru proiectarea şi executarea plăcilor curbe subţiri de beton armat.

Ea constituie o dezvoltare a cursului ţinut la Institutul tehnologic din Delft şi a unui curs estival predat la Universitatea din Colorado, Boulder (S.U.A.).

Un scurt capitol introductiv dă noţiuni asupra suprafeţelor riglate, o clasificare a plăcilor curbe subţiri (după standardul indian) şi razele de curbură ale suprafeţelor.

Capitolul al 2-lea (analiza de membrană — suprafeţe de rotaţie) tratează hiperboloidul de rotaţie cu o pînză.

În capitolul al 3-lea (teoria generală de membrană) se stabileşte ecuaţia cu derivate parţiale de ordinul al doilea pe care o satisface funcţia de eforturi a lui Pucher; prin particularizări se obţin ecuaţia cablului şi ecuaţia membranei.

Capitolul al 4-lea (paraboloidul hiperbolic) conţine o expunere a teoriei elementare a paraboloidului hiperbolic delimitat de generatoare rectilinii, cu exemplificări de lucrări executate. Pentru cazuri mai complexe sînt făcute trimiteri la referinţe bibliografice.

Paraboloidul eliptic şi cel de rotaţie sînt trataţi în capitolele 5 şi 6. Pentru primul caz se menţionează soluţia prin serii simple trigonometrice, valabilă pentru placa izolată şi se dă o diagramă de calcul al eforturilor longitudinale N_x şi N_y.

Un alt tip de suprafaţă, anume conoidul, este studiat în capitolul 7. Teoria de membrană este dezvoltată după studiile lui M. Soare şi G.S. Ramaswamy.

Un capitol mai amplu, al 8-lea, este dedicat încovoierii. După o sumară stabilire a ecuaţiilor de bază care determină săgeţile w şi o funcţie de eforturi $\emptyset$ se particularizează forma suprafeţei la paraboloizii eliptic şi hiperbolic (denumiţi pe scurt *elpar* şi *hipar*). Soluţiile sînt căutate sub formă de serii trigonometrice cu coeficienţi variabili, iar rădăcinile ecuaţiei caracteristice de gradul al 8-lea sînt discutate mai detaliat. Paraboloidul hiperbolic echilateral este studiat tot cu ajutorul seriilor trigonometrice, ceea ce corespunde unei rezemări nerealiste.

Foarte interesante sînt rezultatele unor studii mai puţin accesibile, fiind scrise în limba olandeză şi criteriile de perturbaţii marginale.

Posibilitatea producerii unor deformaţii de încovoiere fără apariţia unor deformaţii în suprafaţa mediană este tratată în capitolul 9.

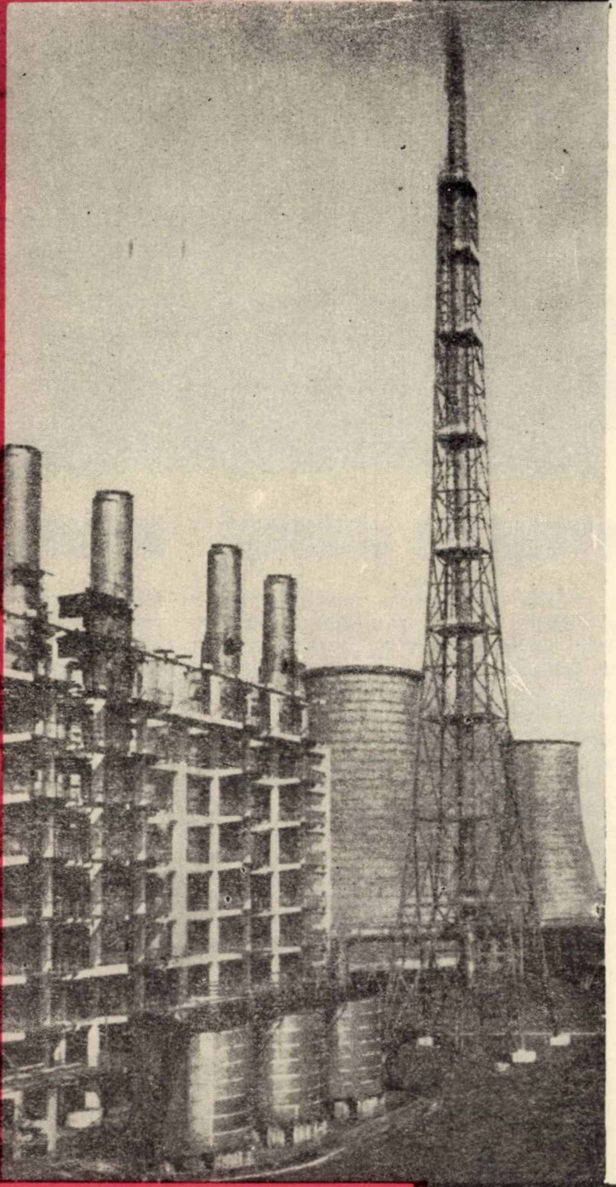
În încheierea cărţii este discutat flambajul, arătîndu-se că sarcina critică poate fi evaluată pe baza unei formule de forma $q_{cr} = \alpha E t^2 / r_1 r_2$, în care coeficientul numeric α variază în limite foarte largi. La finele capitolului se discută numeric trei exemple de plăci curbe subţiri realizate.

Lucrarea se adresează în special studenţilor din ultimii ani ai facultăţilor de construcţii şi inginerilor din proiectare şi execuţie. Din acest punct de vedere, ea constituie o excelentă introducere în teoria plăcilor curbe subţiri. Cartea se bucură, de asemenea, de o excelentă prezentare grafică.

Dr. ing. Mircea Soare

1883

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ
ANORGANICĂ ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR



„IPRAN", INSTITUT DE PROIECTĂRI PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ ANORGANICĂ ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR, AVÎND O EXPERIENŢĂ DE PESTE DOUĂ DECENII, CONCRETIZATĂ ÎN NUMEROASE FABRICI ŞI COMBINATE CHIMICE REALIZATE ÎN ŢARĂ ŞI PESTE HOTARE, ELABOREAZĂ STUDII ŞI PROIECTE PENTRU INSTALAŢII DIN DOMENIILE:

- INDUSTRIA PRODUSELOR SODICE
- INDUSTRIA ACIDULUI SULFURIC ŞI DERIVAŢI
- INDUSTRIA ÎNGRĂŞĂMINTELOR CU AZOT, CU FOSFOR, PRECUM ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR COMPUSE ŞI COMPLEXE
- INSTALAŢII PENTRU INDUSTRIA ANORGANICĂ (ACID FOSFORIC ŞI SĂRURILE SALE, BICROMAT, CARBID, SĂRURI DE FLUOR, PIGMENŢI ANORGANICI)

ÎN ACESTE DOMENII DE ACTIVITATE ELABOREAZĂ, LA CEREREA CLIENŢILOR, URMĂTOARELE TIPURI DE LUCRĂRI:

- STUDII DE OPORTUNITATE ŞI FEZABILITATE PENTRU CREAREA UNOR INSTALAŢII ŞI ÎNTREPRINDERI CHIMICE COMPLEXE DE VALORIFICARE CHIMICĂ A RESURSELOR MINERALE
- STUDII TEHNICO-ECONOMICE PENTRU ÎNTREPRINDERI CHIMICE CARE SĂ VALORIFICE OPTIM BOGĂŢIILE NATURALE DIN REGIUNE
- STUDII DE SISTEMATIZARE ŞI MODERNIZARE A INSTALAŢIILOR EXISTENTE ÎN VEDEREA RENTABILIZĂRII ACESTORA
- PROIECTE COMPLEXE PENTRU TOATE SPECIALITĂŢILE INGINEREŞTI (AMPLASAMENTE, PLATFORME INDUSTRIALE, INSTALAŢII TEHNOLOGICE, SECŢII ŞI ATELIERE AUXILIARE, SURSE DE UTILITĂŢI, AMENAJĂRI TEHNICO-ADMINISTRATIVE ŞI SOCIALE AFERENTE UZINEI), ŢINÎND SEAMA DE CONDIŢIILE LOCALE

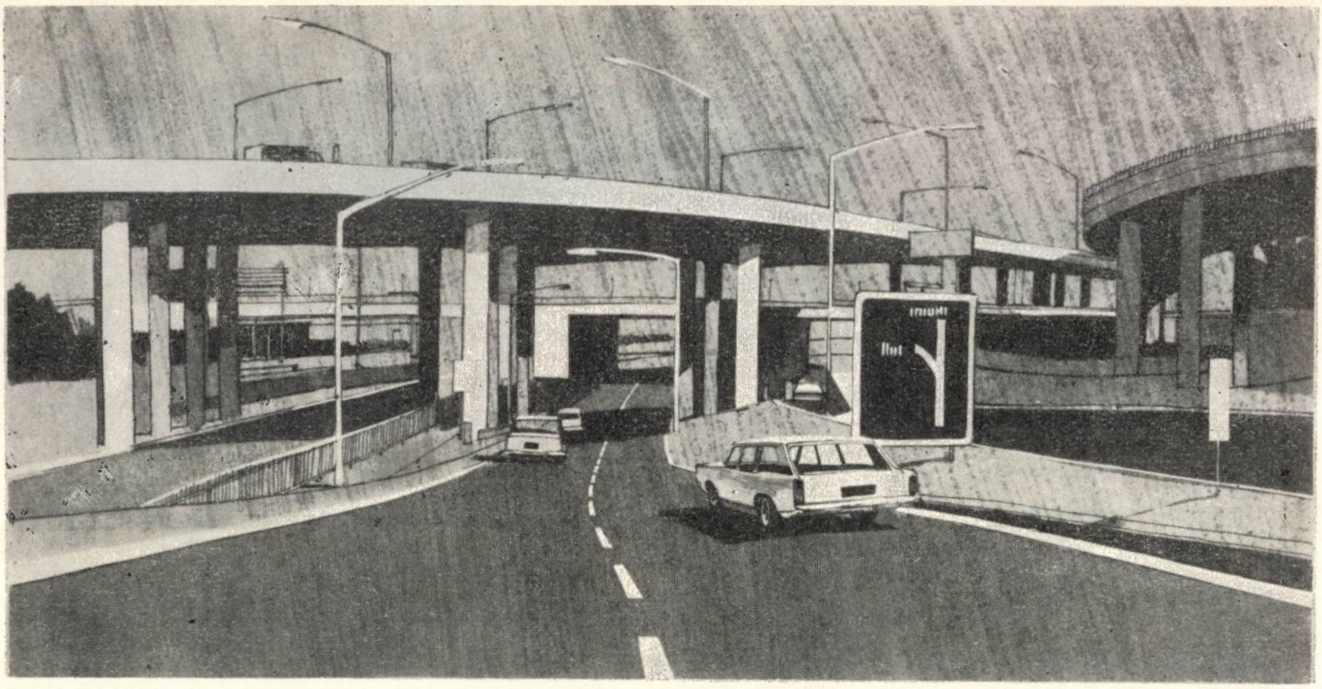
DE ASEMENEA

- ACORDĂ ASISTENŢĂ TEHNICĂ LA MONTAREA ŞI PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE A INSTALAŢIILOR INDUSTRIALE PROIECTATE
- ACORDĂ, PRIN SPECIALIŞTII SĂI, CONSULTAŢII TEHNICE PRIVIND POSIBILITĂŢILE DE COLABORARE ŞI COOPERARE

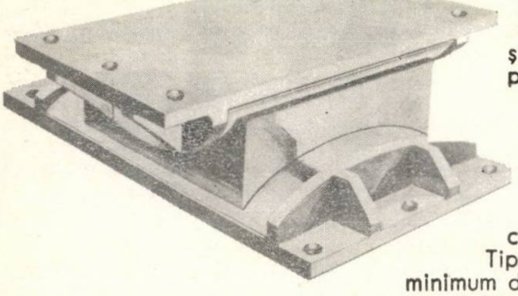
IPRAN

BUCUREŞTI

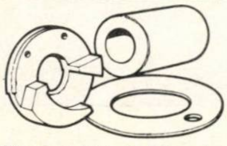
STR. MIHAIL EMINESCU Nr 19-21 • TELEFON 11.79.40 • TELEX 183



pentru cele mai avansate concepţii actuale...

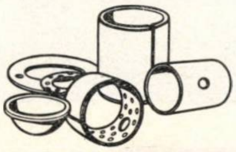


Glacier Metal Company se află în primele rînduri în ce priveşte proiectarea şi dezvoltarea lagărelor. Poziţia aceasta şi-a păstrat-o printr-o muncă susţinută de cercetare. Tehnologii firmei Glacier au reuşit să pună la dispoziţia unităţilor industriale din întreaga lume o gamă largă de tipuri şi materiale noi bazate pe o cercetare atentă a problemelor legate de dezvoltarea viitoare a lagărelor. Produsele dezvoltate de laboratoarele firmei Glacier constituie cea mai completă gamă posibilă de lagăre; ele sînt fabricate şi distribuite pe plan mondial prin intermediul unei reţele alcătuite din peste 130 de unităţi titulare de brevete, filiale şi agenţi. **Lagăre de alunecare Glacier.** Gama de lagăre de alunecare de dimensiuni reduse şi de randament ridicat produse de firma Glacier se bazează pe caracteristicile unice materialului uscat pentru lagăre Glacier DU, dezvoltat de firma Glacier, în care rezistenţele mecanice ridicate se îmbină în mod armonios cu frecarea extrem de redusă a PTFE. În contact cu oţelul inoxidabil, Glacier DU prezintă un coeficient de frecare extrem de redus şi poate prelua eforturi de compresiune considerabile. Tipurile standard permit deplasări în toate direcţiile şi necesită totodată un minimum de întreţinere pe întreaga durată de serviciu a elementului. În numeroase cazuri sînt necesare lagăre de un tip special; de aceea firma Glacier a proiectat o gamă largă de tipuri de lagăre, capabile să satisfacă cele mai variate cerinţe. Experienţa acumulată este pusă gratuit la dispoziţia clientelei. Lagărele de alunecare produse de firma Glacier au fost utilizate cu succes la reducerea eforturilor dezvoltate în poduri, tunele, şosele, planşee şi acoperişuri, rezervoare de presiune de mare capacitate, rezervoare de înmagazinare, conducte, schimbătoare de căldură, preîncălzitoare de aer, turbine, alternatoare şi maşini de cele mai variate tipuri.



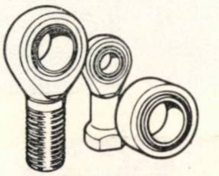
Glacier DQ şi Glacetal

Glacier DQ – o îmbinare a proprietăţilor lagărelor mecanice şi a celor uscate. Se livrează sub formă de piese turnate sau fasonate, bare sau tuburi. Glacetal – lubrifiantul de mare eficienţă pentru şaibe de presiune şi alte elemente similare.



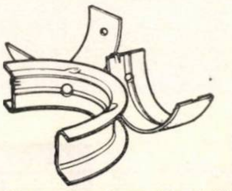
Bucşe izolate, emisfere şi şaibe de presiune standard

Produse din plumb sau bronz cu căptuşeală de oţel, în diametre de stoc de la 3 mm la 120 mm. Tipul Glacier DU fără lubrefiere şi tipul Glacier DX lubrefiat.



Dualign

Lagăre sferice şi capete de tijă. Elemente cu performanţe ridicate, rezistente la coroziune, insensibile la murdărie, praf şi cele mai diverse fluide.



Lagăre reticulare din tablă de aluminiu pentru maşini

Lagăre perfect echilibrate, de mare rezistenţă, destinate motoarelor cu benzină sau motorină.

Manuale pentru proiectanţi se trimit la cerere

...cele mai avansate tipuri de lagăre

GLACIER

1967

THE ASSOCIATED ENGINEERING GROUP

THE GLACIER METAL COMPANY LIMITED · ALPERTON · WEMBLEY · MIDDLESEX

Publicom

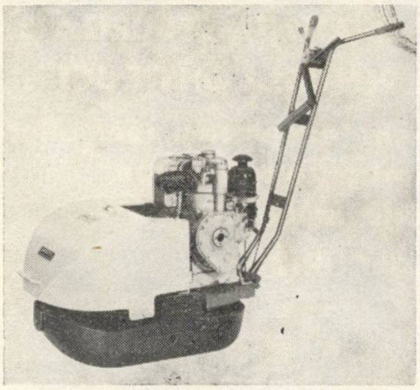
DYNAPAC®

Sortimentul cel mai complet din lume de tipuri de utilaje de compactare a terenurilor

Textul publicitar de mai jos prezintă o parte din programul nostru de fabricare de utilaje de compactare a terenurilor — cel mai complet sortiment pe plan mondial.

Plăci vibratoare

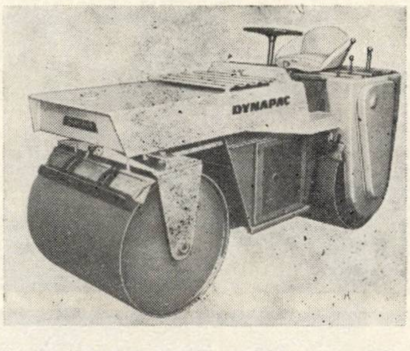
DYNAPAC CM 20 este o placă vibratoare autopropulsată de cca 400 kg greutate prin care se realizează o bună compactare a terenului pe o adîncime de 40—50 cm. În pofida gabaritului său apreciabil, placa are o mare mobilitate și este ușor de mînuit, ceea ce permite o utilizare similară cu cea a plăcilor vibratoare mai mici: compactarea umpluturilor sub pardoseli și fundații, în săpăturile executate pentru pozarea de conducte și în spatele zidurilor de subsol și a pereților de palplanșe. Caracteristicile sale tehnice permit utilizarea ei și la lucrările de drumuri ș.a., în special ca un auxiliar al unor utilaje de compactare mai puternice.



DYNAPAC CM 20 poate fi utilizată pe taluze cu pante pînă la 1:5. Viteza maximă de lucru este de cca 20 m/min.

Cilindru vibrator tandem

Cilindrul vibrator tandem DYNAPAC tip CG 11 de 1,7 tone este un utilaj modest, ușor de mînuit, cu posibilități de a fi folosit cu succes, atît pe un șantier mare, cît și pe unul de proporții mai mici. Acest tip de cilindru își găsește utilizări multiple la lucrări noi ca și la reparații, ca de exemplu la compactarea umpluturilor realizate din terenuri necoezive, compactarea prin vibrare a materialului de umplutură, cilindrarea îmbrăcăminților asfaltice etc. Cilindrarea poate fi efectuată pînă în imediata vecinătate a construcțiilor, bordurilor etc. datorită faptului că șasiul cilindrului depășește doar cu puțin (20 mm) gabaritul pe partea dreaptă.



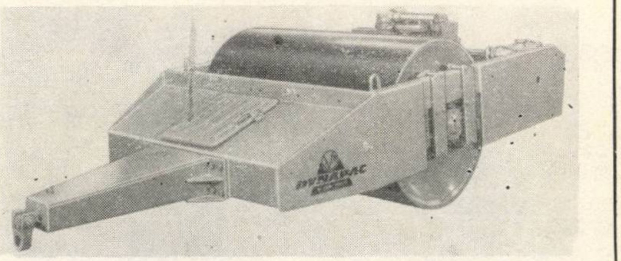
Cilindru tractat cu manta netedă și cilindru vibrator tractat cu picior de oaie

Cilindrii vibratori DYNAPAC tip CH 45/44/33 (avînd respectiv greutatea de 5,3/4,7/3,9 tone) sînt prevăzuți a fi folosiți cu utilaj de compactare la lucrări rutiere, îndiguiri, piste de zbor și alte lucrări de proporții mari. Se poate recurge în egală măsură la tractoare pe pneuri sau șenile.

Zona de influență se dezvoltă pe o adîncime variind între 50 și 100cm, în funcție de natura terenului.

Admițînd patru pînă la șase treceri succesive și o viteză de lucru de 3—6 km/h se obține o productivitate care se situează în limitele 800 și 2 000 m²/h — cifrele variind în raport cu tipul de utilaj folosit.

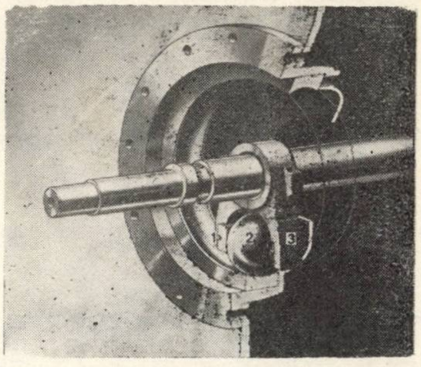
Șasiul a fost astfel conceput încît să permită montarea unui tambur, fie cu manta netedă, fie cu picior de oaie. Schimbarea tamburului se poate face direct pe șantier.

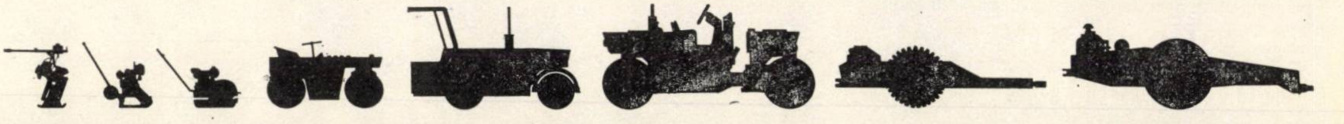


Pe șantiere mari se pot folosi doi sau trei asemenea cilindri vibratori de tip DYNAPAC montați în paralel pe un acelaș cadru transversal.

Vibratoare de tip „bilă și șină"

În cazul cilindrilor DYNAPAC de tip CH și CF se evită suprasolicitarea elementelor de reazem prin aplicarea sistemului „bilă și șină". Modul de alcătuire adoptat face ca cele două sfere de oțel (2), antrenate de piesele de antrenare (3) montate pe axul tamburului, să circule pe cele două căi de rulare (1), montate de ambele părți ale corpului cilindrului. Forța centrifugă creată de cele două sfere nu solicită totuși reazemele principale ale axului ci sînt transmise direct mantalei cilindrului. La alte tipuri de cilindri vibrațiile sînt produse prin rotirea unor excentrice fixate pe ax. În acest caz reazemele axului sînt supuse unor solicitări puternice, ele avînd rolul de a transmite vibrațiile la mantaua cilindrului.





Uzinele suedeze Vibro-Verken se preocupă de peste 30 de ani de problemele specifice acestui domeniu al tehnicii vibrațiilor și se numără printre principalele firme producătoare de specialitate pe plan mondial. Produsele VIBRO—VERKEN sînt astăzi folosite în circa 90 de țări și se bucură de unanimă prețuire pentru caracteristicile lor constructive.

programul de fabricație cuprinde:

Vibratoare de beton
- pervibratoare
- vibratoare de cofraj
- vibratoare de palplanșe

Utilaj de compactare
- cilindri vibratori tractați
- cilindri vibratori cu o roată
- cilindri vibratori tandem
- plăci vibratoare
- maiuri vibratoare

Vibratoare de tip industrial
- vibratoare de cofraj
- mese vibratoare
- ciururi vibratoare
- transportoare vibratoare

VĂ INVITĂM SĂ VIZITAȚI STANDUL NOSTRU ÎN CADRUL EXPOZIȚIEI INDUSTRIALE SUEDEZE–BUCUREȘTI, HERĂSTRĂU, 8–18 OCTOMBRIE 1968.

VIBRO-VERKEN

Căsuța poștală 1103
SOLNA 1 — SUEDIA

Publicom

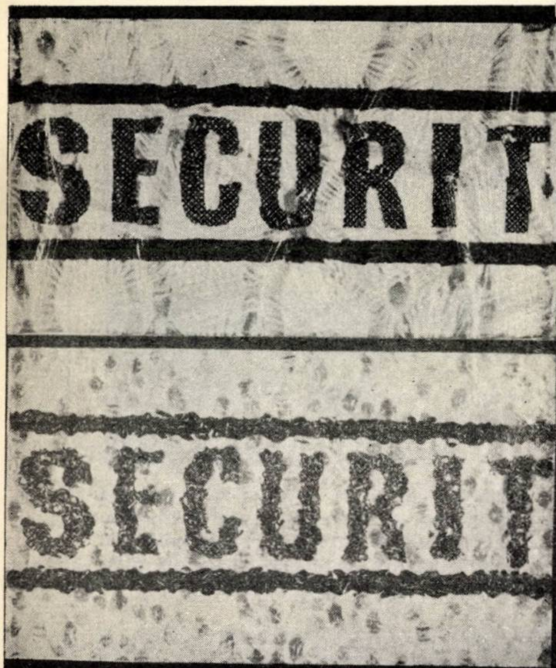
FABRICA de Geamuri Scăeni

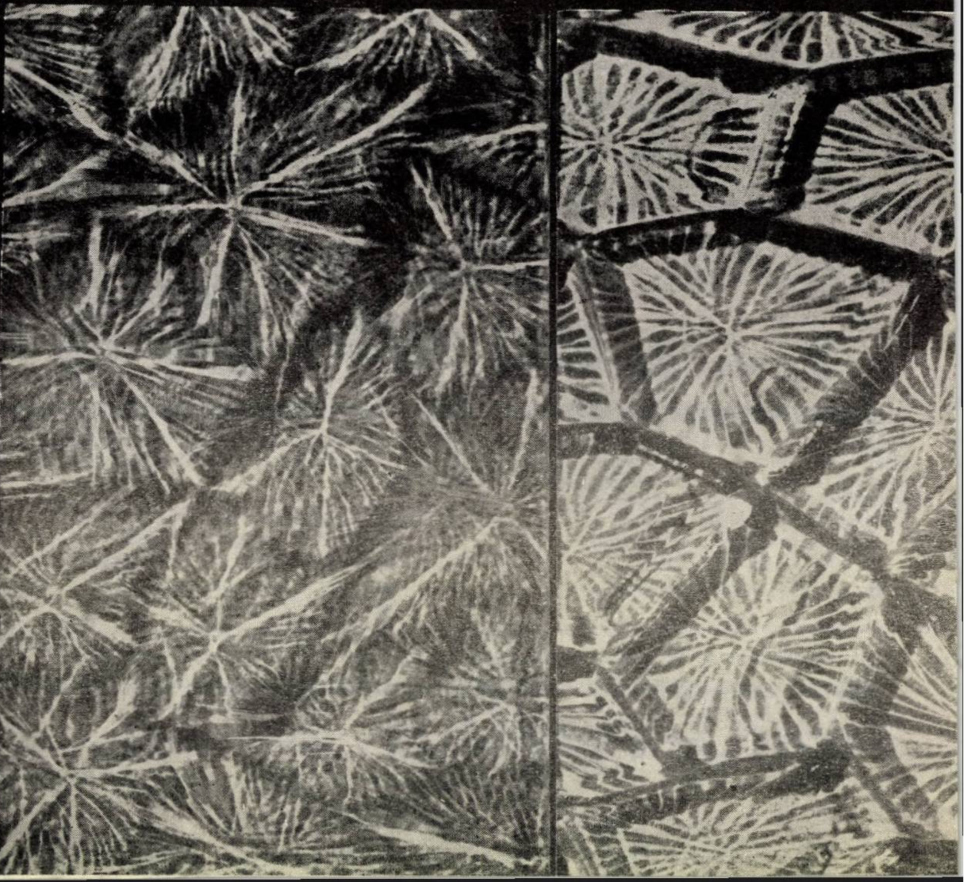
produce și livrează pe bază de comandă fermă fără repartiție:

- ✻ GEAMURI ORNAMENT PLANE, SECURIZATE
  150 x 1 200 — 200 x 2 200 mm/4 — 12 mm
- ✻ GEAMURI TRASE, PLANE, SECURIZATE
  100 x 1 000 — 100 x 1600 mm/5—6 mm

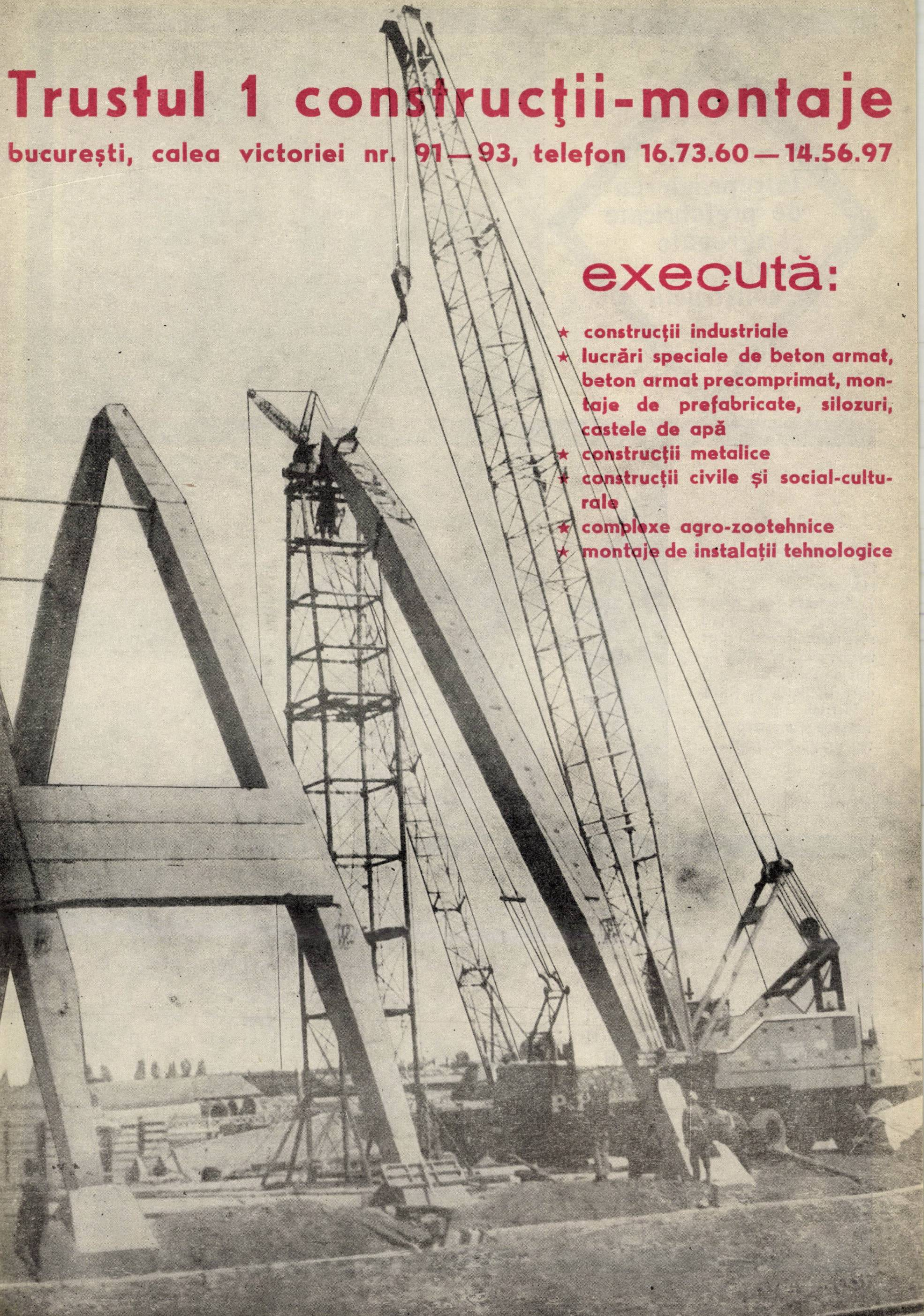
va produce în curînd:

- ✻ GEAMURI ORNAMENT EMAILATE, SECURIZATE
- ✻ GEAMURI SECURIZATE PENTRU CONSTRUCȚII:
  - ● Uși din geam ornament (emailate și neemailate)
  - ● Geamuri termoabsorbante securizate
  - ● Geamuri de protecție la polizoare
- ✻ MOBILIER DIN STICLĂ SECURIZATĂ





Informații suplimentare
se pot obține la
SERVICIUL TEHNIC
FABRICA DE GEAMURI
SCĂENI
Județul Prahova
Telefoane: 11832.33.34.35.36



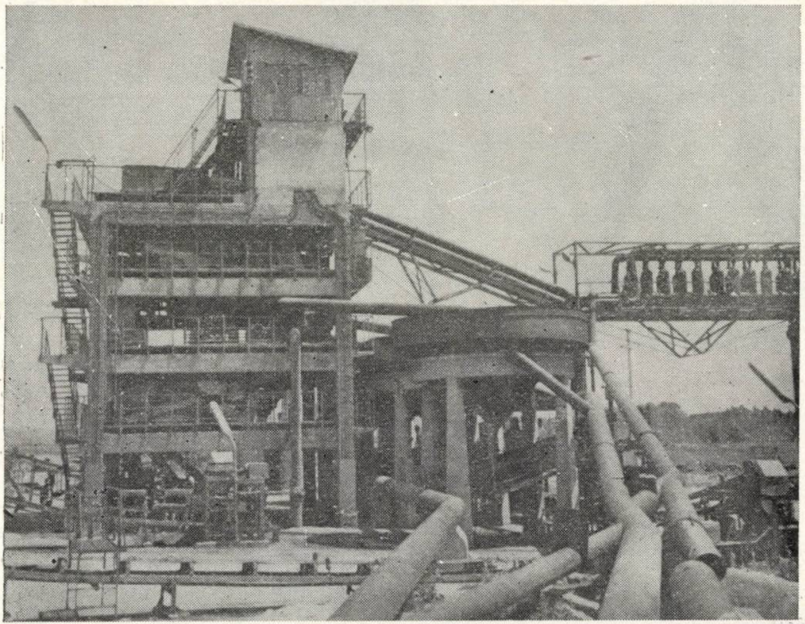
Trustul 1 construcţii-montaje

bucureşti, calea victoriei nr. 91—93, telefon 16.73.60—14.56.97

execută:

- ★ construcţii industriale
- ★ lucrări speciale de beton armat, beton armat precomprimat, montaje de prefabricate, silozuri, castele de apă
- ★ construcţii metalice
- ★ construcţii civile şi social-culturale
- ★ complexe agro-zootehnice
- ★ montaje de instalaţii tehnologice

Întreprinderea de prefabricate și agregate pentru construcții

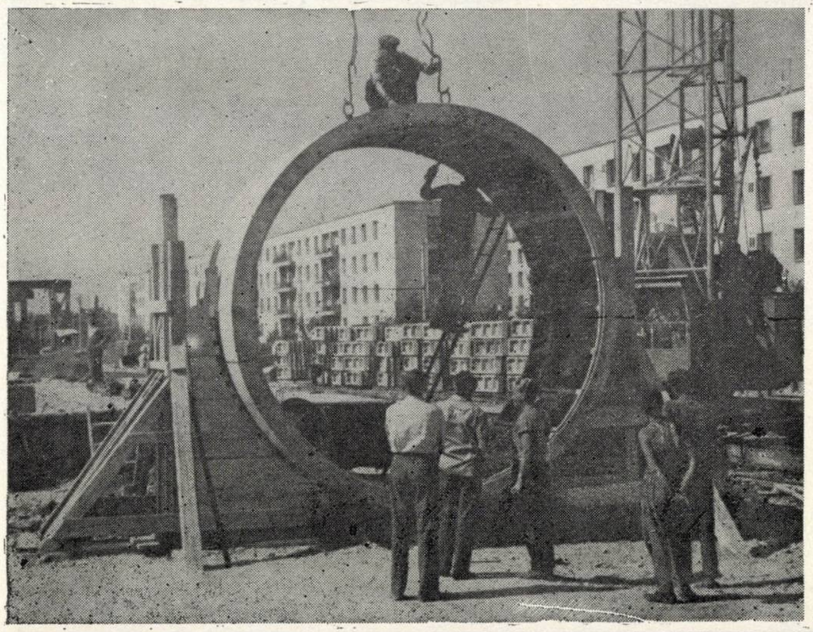


Produce:

Agregate grele — sortate — pentru betoane şi mortare.

Prefabricate de beton simplu şi armat: bolţari scut mecanic, panouri de faţadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuinţe şi tip industrial.

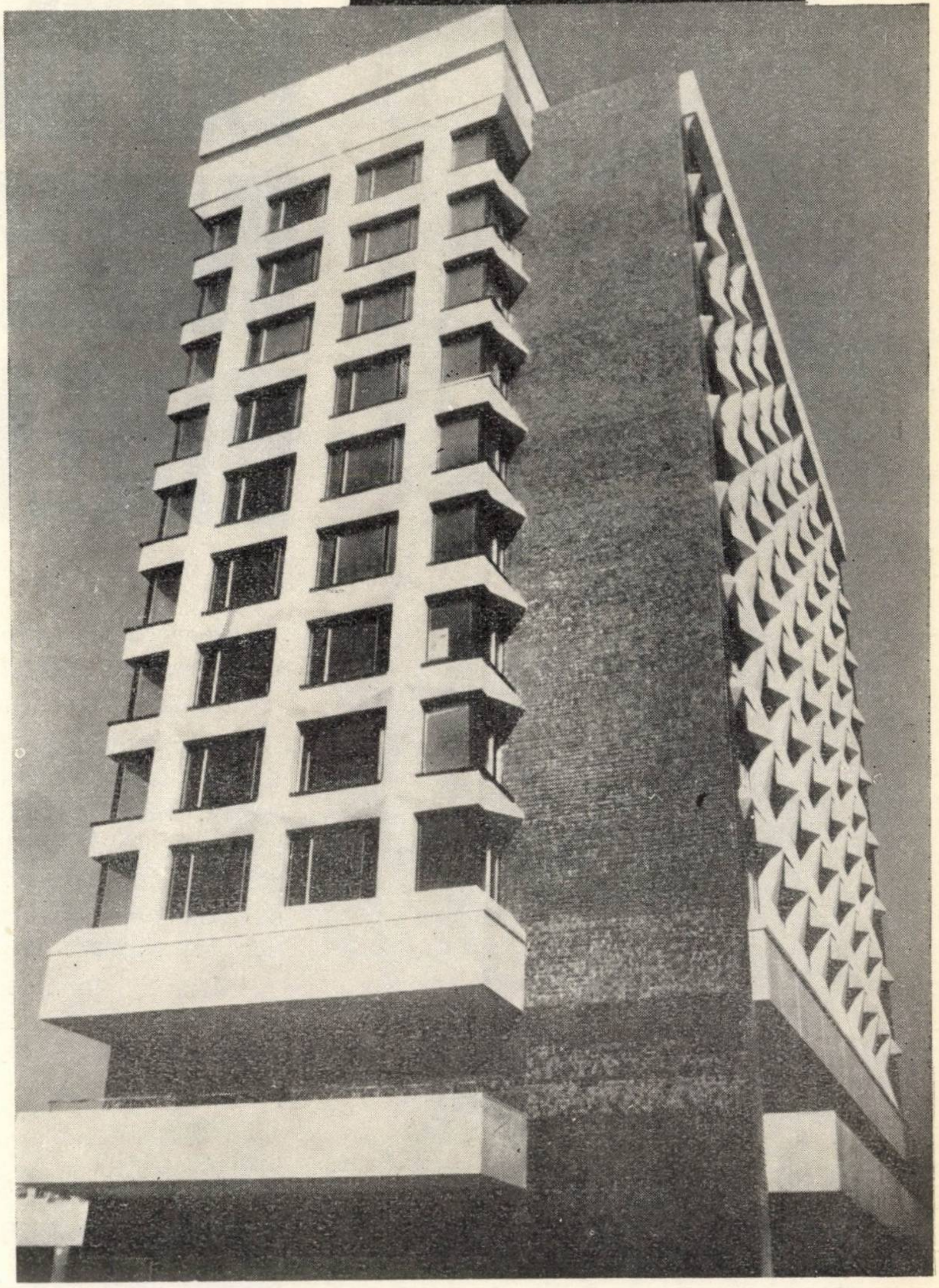
Betoane şi mortare pentru oraşul Bucureşti.



BUCUREȘTI
Str. Pictor N. Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368

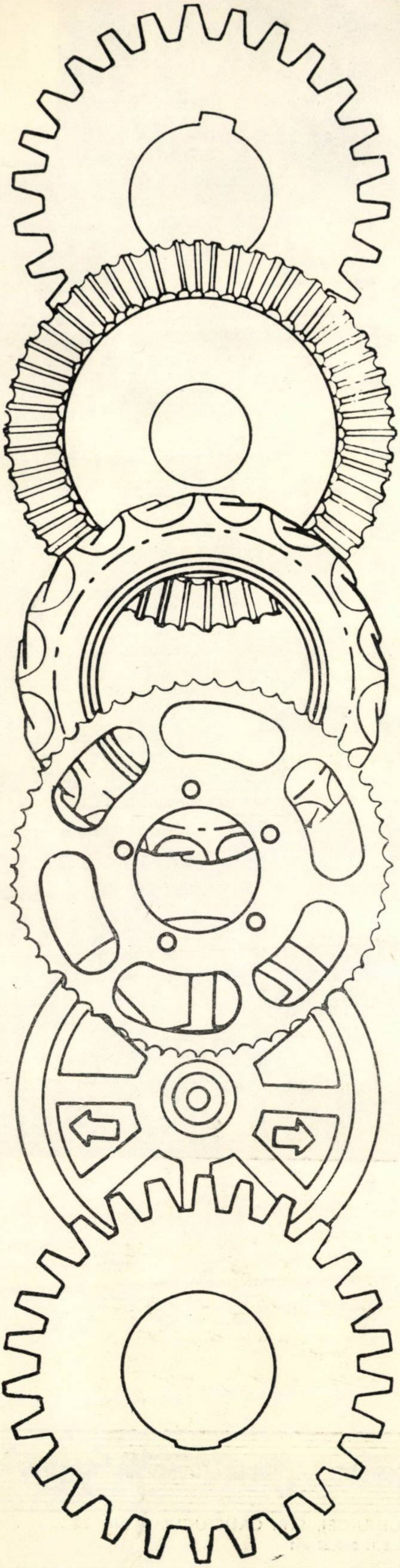
EXECUTĂ:

- CONSTRUCŢII DE COMPLEXE INDUSTRIALE
- CLĂDIRI DE LOCUIT ŞI SOCIAL-CULTURALE
- CONSTRUCŢII SPECIALE – TURNURI DE RĂCIRE, REZERVOARE
- ELEMENTE DE BETON PRECOMPRIMAT
- ALIMENTĂRI CU APĂ ŞI STAŢII DE TRATARE
- DRUMURI ŞI CĂI FERATE
- CONSTRUCŢII AGROZOOTEHNICE



ISCM
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ

M.C.I.C.R. – D.G.C.
Întreprinderea Şantier Construcţii Montaje
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ, STR. CAUCIUCULUI Nr. 22
TELEFON 1000; 1001 • CONT. B.I. 040,28.001



EXPOZIŢIA INDUSTRIALĂ BRITANICĂ

Alegerea echipamentului industrial, a maşinilor şi elementelor componente este de o importanţă deosebită şi nu cunoaşte frontiere.

Înalta calitate şi performanţele deosebite ale produselor britanice sînt cunoscute şi apreciate în toată lumea. Toate produsele ce vor fi expuse în cadrul Expoziţiei Industriale Britanice corespund cerinţelor specifice ale pieţii româneşti. Datorită acestui fapt, în cadrul expoziţiei se vor prezenta produse de interes pentru reprezentaţii *fiecărei* ramuri comerciale.

Informaţii tehnice complete şi prospecte vor fi distribuite la fiecare stand. De asemenea, cu multe din produsele expuse se vor face demonstraţii practice pentru a se ilustra condiţiile lor de lucru.

Expoziţia este organizată de societatea

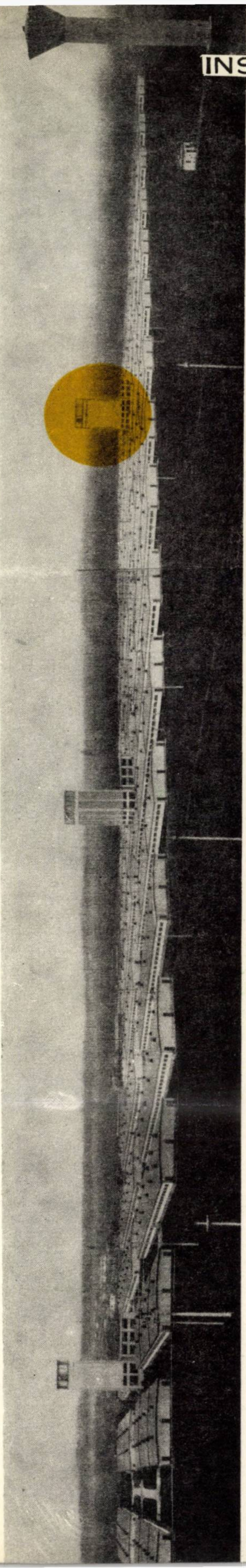
INDUSTRIAL AND TRADE FAIRS INTERNATIONAL LTD.

Deschisă zilnic (inclusiv duminica) între orele 10 — 18. În zilele de lucru, între orele 10 — 13, expoziţia este deschisă numai pentru specialişti.

PIAŢA SCINTEII BUCUREŞTI, 17-27 OCTOMBRIE 1968

Publicom

ORSZÁGOS [illegible]

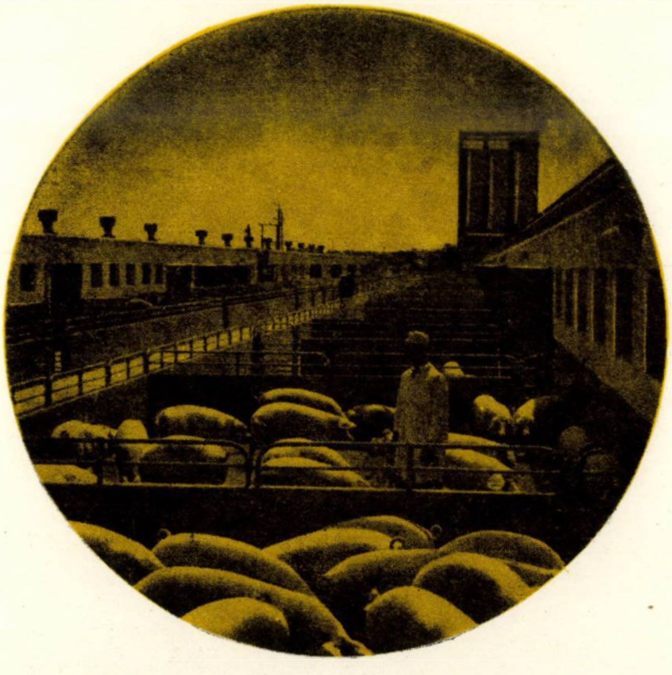


INSTITUTUL DE STUDII ȘI PROIECTĂRI AGRICOLE

I.S.P.A.

execută proiecte şi documentaţii tehnice pentru:

- COMPLEXE INDUSTRIALE PORCI
- COMPLEXE DE VACI CU LAPTE
- COMPLEXE DE SERE LEGUMICOLE
- COMPLEXE DE VINIFICAȚIE
- FABRICI DE NUTREȚURI COMBINATE
- STAȚII DE USCAT FURAJE VERZI
- COMPLEXE AVICOLE
- SILOZURI DE CEREALE
- SISTEMATIZAREA TERITORIULUI AGRICOL
- COMBATEREA EROZIUNII SOLULUI
- PROFILAREA ȘI ORGANIZAREA TERITORIULUI AGRICOL
- PLANTAȚII POMICOLE ȘI VITICOLE



bucureşti, b-dul expoziţiei nr. 1 ● telefon 18 51 30

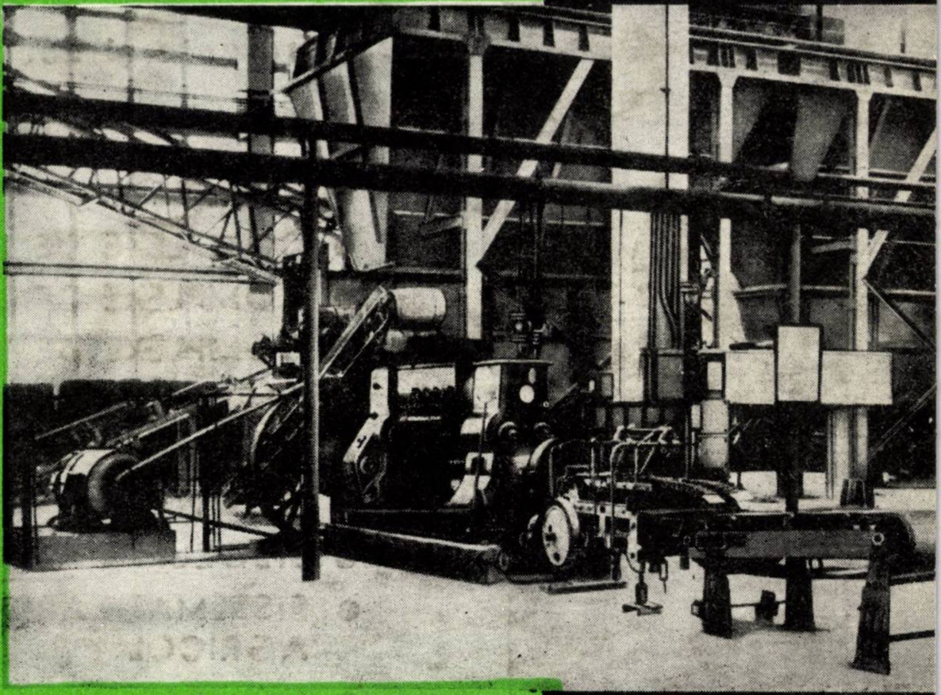
BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA

SOCIÉTÉ D'ÉTAT POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

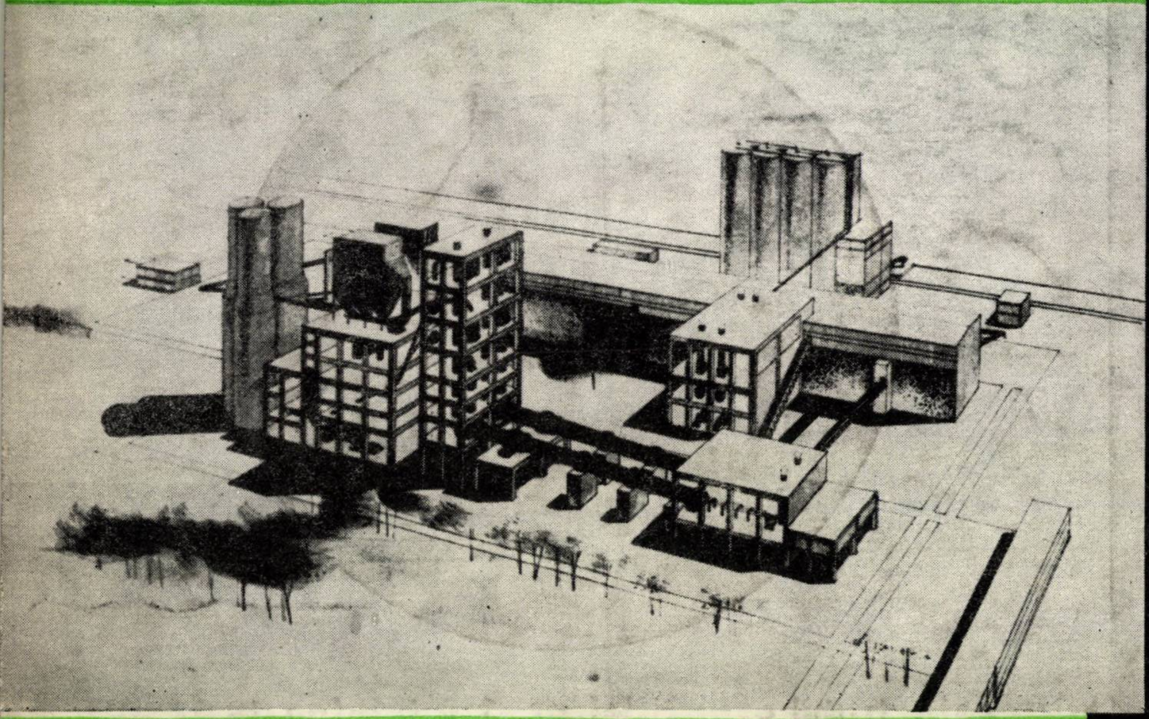
éxécute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttières pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).

1968 NOV 28



Pour informations et offres s'adresser à
I.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT, 2, rue Gabriel Péri, Bucarest ROUMANIE
Téléphone: 116 ★ Telex: 214 ★ Télégrammes: INDEXPORT



1968 10

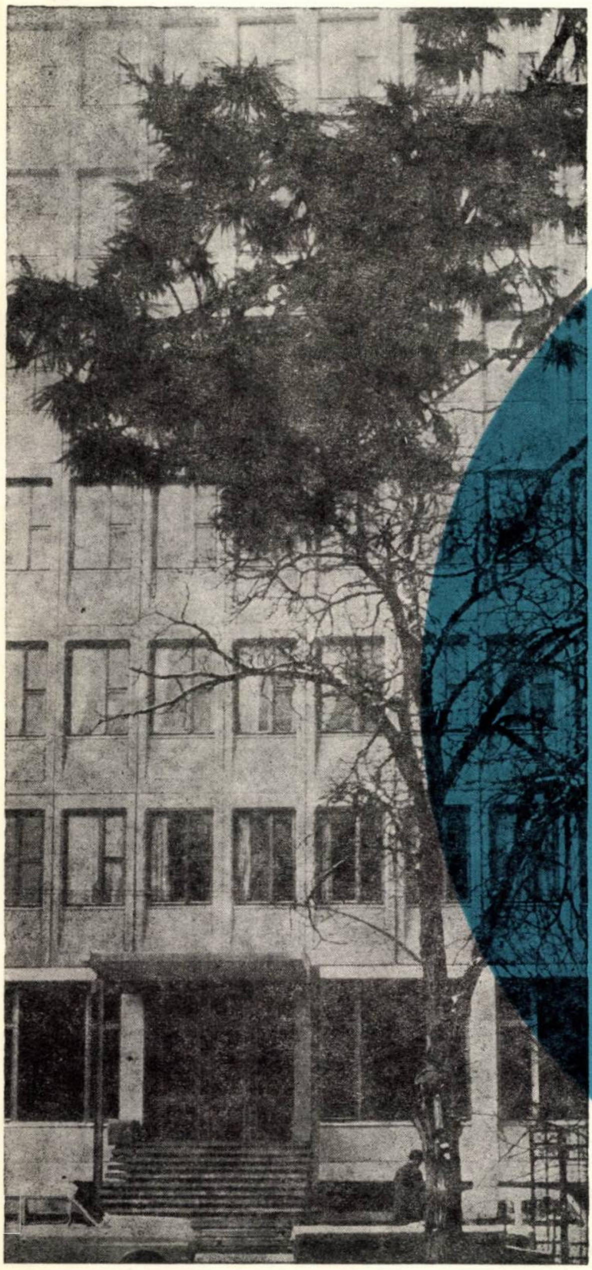
ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

IPCT

L'INSTITUT POUR L'ÉLABORATION DES PROJETS DE BÂTIMENTS TYP

Bucarest 13 • 23, rue Dionisie Lupu • ROUMA



- **Élabore des projets pour bâtiments à caractère de répétition dans le domaine:**
  - des constructions industrielles (halls, réservoirs et châteaux d'eau, etc)
  - des habitations
  - des constructions sociales-culturelles.
- **Collabore avec des instituts de spécialité à l'élaboration de la technologie de fabrication des éléments préfabriqués prévus dans les projets de l'IPCT**

E 1688

REVISTA CONSTRUCŢIILOR ŞI A MATERIALELOR DE CONSTRUCŢII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCŢII, ARHITECTURĂ ŞI SISTEMATIZARE

10

1968

VOLUMUL 20, Nr. 10

OCTOMBRIE 1968

COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghiţescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medveţchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

M. CREŢU

Proiectarea la starea limită de rezistenţă a elementelor de beton armat cu secţiune dreptunghiulară solicitate la încovoiere oblică fără forţă axială 505

I. I. MUNTEANU

Asupra conlucrării spaţiale a elementelor de rezistenţă la hale industriale metalice . . 513

R. KRAPFENBAUER

Tendinţe moderne în construcţii în Austria . . 518

D. MORARU, I. TIMAR

Agresivitatea atmosferică asupra construcţiilor de pe litoralul românesc al Mării Negre şi zonarea ei 527

T. GEREB, N. POSEA, S. MURGULESCU, C. MANEA

Efectul umpluturilor laterale la fundaţii masive de maşini (II) 543

D. VIESPESCU

Aspecte din proiectarea şi execuţia podurilor de şosea în Franţa 553

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacţia şi Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primsc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii" şi „Arhitectura" — Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul: Intreprinderea Poligrafică „Informaţia" — Bucureşti. c. 5736

SUMMARY

M. CREȚU : Computation of the load bearing capacity of rectangular reinforced concrete elements designed for oblique flexure without axial force

Rectangular beams under oblique flexure devoid of axial force frequently occur in either structural analysis and/or stress calculation of reinforced concrete structures.

The article substantiates a practical procedure for computing rectangular components under flexure. The author successively examines the following two cases: triangular and trapezoidal compressed zones.

I. MUNTEANU: On the spatial behaviour of structural steel components in industrial halls

The article deals with the problem of the spatial behaviour applied to frameworks of random spans and rigidities.

The peculiarities of this analysis method consist in that it considers the longitudinal bracings of the hall as being a beam on elastic supports, the beam being then solved with the aid of the 5-moments equation.

Progress of computations is systematically exposed for each of the cases which might occur in the course of designing.

The article concludes with several numerical applications.

R. KRAPFENBAUER : Modern trends in Austrian building

The author surveys some of the progresses recorded by Austrian building technique and particularly dwells upon several outstanding achievements.

D. MORARU, I. TIMAR : Atmospheric aggressiveness toward buildings located along the Black Sea shore and its zoning

Buildings located on sea/ocean shores are exposed to a slow corrosion process due to the physico-chemical influences exerted by the atmosphere. It is therefore of utmost importance to know the extent of the zones within which buildings are exposed to atmospheric corrosion hazards.

The Research Institute for Buillding and Building Economy (INCERC) has carried out during the 1965—1967 period a series of researches along the Romanian sea shore in order to assess and delimit the zones of atmospheric aggressiveness with special reference to the materials we intend to protect.

The authors briefly discuss the research results.

T. GEREB, N. POSEA, S. MURGULESCU, C. MANEA : The influence of lateral ebankments on the behaviour of solid machine foundations

The article describes the results of the full scale tests carried out by the authors for thus investigating the influence of a lateral embankment on the behaviour of a solid machine foundation.

After describing the tests carried out and the results so attained the authors interpret these latter in order to adapt the computation of a solid machine foundation so as to render it able to take into account the influence exerted by a lateral embankment.

The article is the continuation of a material published in one of the former issues of this journal and which described the results of the tests carried out on scale models.

AL. DAVIDESCU, V. ZBIRCEA: On the stability of strongly sun exposed buildings (in summer)

The authors investigate the thermal stability of sun exposed buildings; they proceed from the generally valid laws governing the heat transfer under both steady and variable thermal states.

The work states some new methods of integrating the equations which describe the generally valid laws.

The general case is equally examined by means of an original integration-method based on difference calculus — with particular reference to the utilization of a digital computer; an original method is applied for appraising the errors.

The authors then describe the experiments carried out by similitude and electric analogy on scale models.

SOMMAIRE

M. CREȚU : Calcul de la capacité portante des éléments rectangulaires en béton armé soumis à la flexion oblique sans force axiale

Au cours des calculs statiques et de résistance des structures en béton armé on rencontre souvent des poutres de section rectangulaire soumises à la lxaion oblique sans force axiale.

L'article fournit les fondements pour l'élaboration d'un procédé de calcul ratique pour les sections rectangulaires armées soumises à la flexion. L'auteur traite successivement les deux cas suivants : zone comprimée triangulaire et zone comprimée trapézoidale.

I. MUNTEANU : Sur le comportement spatial des éléments des structures métalliques des halles industrielles

L'article traite du comportement spatial des cadres aux travées et rigidités quelconques.

Le procédé de calcul est fondé sur la considération des contreventements longitudinaux qu'on assimile à une poutre sur appuis élastiques et qu'on résout ensuite à l'aide de l'équation aux cinq moments.

Le calcul est présenté d'une manière systématisée afin de le rendre aisément aux divers cas rencontrés.

L'article est ensuite complété par quelques applications numériques.

R. KRAPFENBAUER: Tendances modernes dans le développement des constructions en Autriche

L'auteur examine quelques-uns des progrés techniques réalisés par les constructeurs autrichiens et insiste surtout sur plusieurs réalisations caractéristiques.

D. MORARU, I. TIMAR : L'agressivité atmosphérique envers les constructions situées le long du litoral roumain de la Mer Noire et sa classification

Les constructions situées au bord des mers et des océans sont soumises à un procés lent de corrosion du à l'action physico-chimique de l'atmosphère. Il s'ensuit qu'il est particulièrement intéressant de connaitre l'étendue de la zone d'agressivité atmosphérique envers les constructions.

L'Institut de Recherches pour le Batiment et l'Economie des Constructions (INCERC) a effectué en 1965—1967 des recherches le long du litoral roumain afin de délimiter les zones d'agressivité atmosphérique et de zoner ensuite le litoral en fonction des matériaux qu'il s'agit de protéger.

Les auteurs présentent brièvement les résultats de leurs recherches.

AL. DAVIDESCU, V. ZBIRCEA : Sur la stabilité thermique des bâtiments intensément ensoléillés (durant l'été)

Les auteurs se sont fixés pour but l'étude de la stabilité thermique en regime d'ensoleillement en partant des lois générales qui régissent le transfert de chaleur aussi bien en régime stationnaire qu'en régime thermique variable.

L'article indique quelques formes nouvelles d'intégration pour les équations qui décrivent les lois générales.

On étudie ensuite le cas gênéral à l'aide d'une forme originale d'intégration aux différences finies, ce qui permet d'utiliser un calculateur electronique digital ; on adapte à cette fin une méthode originale pour évaluer les erreurs.

Les auteurs décrivent les expérimentations effectuées à l'aide de l'ânalogie électrique et par similitude, ayant recours au modelage analogique et par similitude.

T. GEREB, N. POSEA, S. MURGULESCO, C. MANEA : Sur l'influence exercée par un remblai latéral sur le comportement des fondations massives de machines

L'article présente les résultats des recherches effectuées à grande échelle par les auteurs afin d'étudier l'influence exercée par un remblai latéral sur une fondation massive de machine.

On décrit les essais et on présente les résultats qu'on interprète ensuite afin d'adapter le calcul des fondations de machines et le rendre apte de tenir compte de l'effet d'un remblai.

L'article représente la suite d'un matériel publié dans un numéro antérieur de la revue où on a présenté les résultats des essais sur modèles.

INHALT

M. CREȚU : Bemessung von rechteckigen Stahlbeton Querschnitten auf Biegung ohne Axialkraft beansprucht unter Annahme des Festigkeitsgrenzzustandes

Bei der Berechnung und Bemessung von Stahlbeton Tradwerken stosst man öfters auf Träder deren rechteckiger Querschnitt auf Schiefe Biegung ohne Axialkraft beansprucht ist.

Der Autor begründet ein praktisches Verfahen das der Bemessung von rechteckigen Querschnitten auf Biegung beansprucht dient. Folgende zwei Fälle werden hier untersucht : dreieckige und trapezförmige Druckzone.

I. MUNTEANU : Über die räumliche Wirkung von lasttragenden Stahlbauteilen im Hallenbau

Im Artikel wird untersucht die räumlichg Wirkung von Stahlrahmen mit beliebigen Spannweiten und Steifigkeitswerten.

Das vorgeführte Bemessungsverfahren beruht auf die Berücksichtigung von der Lände nach verlegten Windverbänden einer Halle ; es wird angenommen dass sie wie ein Träder auf elastischen Stützen arbeiten und deshalb unter Anwendund der 5-Momenten Gleichung berechnet.

Der Berechnungsgang wird systematisch geordnet und für die am häufigsten vorkommenden Fällen detailliert.

Zum Schluss kommen noch einige Zahlenbeispiele.

R. KRAPFENBAUER : Moderne Entwicklungstendenzen in der Österreichischen Bauindustrie

Der Autor bietet einen Überblick über einige technische Fortschritte Österreichs auf dem Baugebiet und untersucht hinterher mehrere hervorragende ausgeführte Bauten.

D. MORARU, I. TIMAR : Aggressivität der Luft gegenüber von Bauten am Ufer des Schwarzen Meeres gelegen und ihre Zonenabgrenzung

Die Bauten gelegen am ufer der Meere und Ozeane sind jeweils einem langsam sich entwickelndem Korrosionsprozess ausgesetzt der auf den physikalisch-chemischen Angriff der Luft zurückzuführen ist. Es ist deshalb von äusserster Wichtigkeit die für die Bauten korrosionsschädliche Zonen abzugrenzen.

Das Forschungsinstitut für Bauwesen und Bauwirtschaft hat in den Jahren 1965–1967 umfandreiche untersuchungen am ufer des Schwarzen Meeres durchgeführt, abgezielt auf die Bestimmung der korrosionsdefährlichen Zonen sowohl wie auf eine diesbezügliche Zonenabgrenzung des Meeresufergebiets unter ständiger Berücksichtigung der Baustoffart auf die sich das Schutzverfahren bezieht.

Die Autoren führen in kurzem die Forschungsergebnisse vor.

T. GEREB, N. POSEA, S. MURGULESCU, C. MANEA : Einfluss der seitlichen Erdfüllungen auf massive Maschinenfundamente

Im Artikel werden vorgeführt einige von den Autoren im Grossmaszstab durchgeführten Versuche abgezielt auf die Bestimmung des Einflusses den eine seitliche Erdfüllung auf ein massives Maschinenfundament ausübt.

Die Versuche werden beschrieben und die Versuchsergebnisse angegeben; letztere werden erläutert im Sinne einer Anpassung der Bemessung eines massiven Maschinenfundamentes so dass ermödlicht wird die Berücksichtigung des Einflusses einer Erdfüllung.

Der Artikel ist die Folge einer untersuchung die in einem älteren Heft unserer Zeitschrift veröffentlicht wurde und wo die auf Grund von Modellstudien erlangten Ergebnisse vorgelegt wurden.

AL. DAVIDESCU, V. ZBIRCEA : Wärmebeständigkeit von stark besonnten Bauten im Sommer

Es wird untersucht die Wechselbeziehung zwischen Wärmebeständigkeit und Besonnung unter Anwendung der allgemein gültigen Gleichungen des Wärmeübergangs sowohl im Dauerzustand wie auch im variablen Zustand.

Die Autoren geben an einige neue Integrationsformen für die Gleichugen die die allgemein gültigen Gesetze beschreiben.

Der allgemeine Fall wird auch auf Grund einer originellen Integration unter Anwendung der Differenzenrechnung untersucht; das Verfahren ermöglicht uns einen Ziffernrechner zu benützen durch Anpassung einer originellen Methode

Es werden auch die Versuche beschrieben die durchgeführt wurden unter Anwendung der Ahnlichkeit und der elektrischen Analogie – wissenschaftliche Ahnlichkeit und analogische Modellierung.

СОДЕРЖАНИЕ

М. КРЕЦУ: Проектирование по пределу прочности железобетонных элементов прямоугольного сечения, подверженных косому изгибу без продольной осевой нагрузки

При статических расчётах и при расчётах прочности железобетонных несущих схем, часто встречаются балки прямоугольного сечения, подвергаемые косому изгибу без продольной осевой нагрузки.

В статье обосновывается практический приём расчёта прямоугольных армированных сечений, подвеженных изгибу. Автор рассматривает по очереди два возможных случая: сжатая зона преугольная и сжатая зона трапецеидальная.

И. МУНТЯНУ: О пространственной совместной работе несущих элементов металлических промышленных цехов

В статье рассматривается проблема пространственной совместной работы при любых пролётах и жёсткостях рам.

Расчёт основывается на рассмотрении ветровых раскосов цехов как балок на упругих опорах, применяя для ея решения уравнение пяти моментов.

Ход расчёта систематизирован для применения в различных случаях, которые встречаются при проектировании.

Статья пополнена примерами.

Р. КРАПФЕНБАУЭР: Современные тенденции в строительстве Австрии

Автор кратко описывает некоторые техническ прогрессы, появившиеся в Австрии в области строительства и отмечает ряд характерных достижений

Д. МОРАРИУ и И. ТИМАР: Атмосферная агрессивность, наблюдаемая на зданиях и сооружениях, возведенных на румынском побережьи Чёрного Моря и её зонирование

Здания и сооружения, возведенные на побережьи морей и океанов, подвержены медленному процессу коррозьи, возникающей под физико-химическим воздействием соответствующей атмосферы. Следовательно, весьма важно знать распространение зоны, в которой на задания и сооружения сказывается атмосферная агрессивность,

В течение 1965—1967 гг., Научно-Исследовательский Институт по Строительству и Экономике Строительства (ИНЧЕРК) произвёл исследования на протяжении всего румынского побережья в зоне атмосферной агрессивности и установил её зонирование, в зависимости от материалов, применяемых для защиты зданий и сооружений.

Авторы сжато приводять результаты исследований.

Т. ГЕРБ. Н. ПОСЯ, С. МУРГУЛЕСКУ, К. МАНЯ: Эффект боковых засыпок массивных фундаментов под машины

В статье описаны результаты испытаний, проведенных в большом масштабе авторами с целью изучения эффекта боковых засыпок.

На основе описания исследований и результатов, последние истолковываются с целью использования их при пасчёте массивных фундаментов под машины, таким образом, чтобы можно было учесть эффект засыпки грунта.

Статья является продолжением материала опубликованного в одном из предыдущих номеров журнала, в котором описаны результаты исследований произведенных на моделях.

АЛ. ДАВИДЕСКУ, В. ЗБЫРЧА: Теплоустойчивость зданий подвергающихся в летнее время сильному солнечному облучению

В статье рассматривается теплоустойчивость под солнечным облучением исходя от общих законов движения тепла, при постоянном и переменном тепловых режимах.

Указаны новые виды интегрирования уравнений, представляющих общие законы.

Также рассматривается общий случай, основываясь на личном решении интегрирования с конечными разницами, с целью использования цифровых ЭВМ, применяя собственный метод оценки ошибок.

Авторы описывают эксперименты, проведенные при помощи сходства и электрической аналогии, научного моделирования по сходству и аналогии.

Proiectarea la starea limită de rezistenţă a elementelor de beton armat cu secţiune dreptunghiulară solicitate la încovoiere oblică fără forţă axială

Ing. Mircea Creţu
I. P. I. U.

În calculul static şi de rezistenţă al structurilor din beton armat se întîlnesc des grinzi avînd secţiune dreptunghiulară, solicitate la încovoiere oblică fără forţă axială.

Actualul ,,Normativ condiţionat pentru calculul construcţiilor la stări limită'' P 8—62 nu dă o metodă directă de dimensionare sau verificare în astfel de cazuri, indicînd rezolvarea problemei prin încercări succesive, pornind evident de la o secţiune de beton şi armătură aleasă a priori.

Pentru evitarea tatonărilor, care mai totdeauna pot fi surse de erori, se propune mai jos o metodă simplă privind atît dimensionarea, cît şi verificarea secţiunilor dreptunghiulare din beton armat supuse la încovoiere oblică fără forţă axială.

Metoda de calcul, bazată pe capacitatea portantă a elementelor de beton armat, pe lîngă faptul că concordă mai bine cu comportarea reală a betonului armat, prezintă şi avantajul simplificării apreciabile a calculelor prin ipoteza admisă a repartiţiei dreptunghiulare a eforturilor unitare de compresiune în beton.

A. STABILIREA FORMULELOR DE CALCUL

Problema constă în stabilirea braţului de pîrghie al cuplului eforturilor interioare, ce iau naştere în cazul încovoierii oblice fără forţă axială.

De la început vom deosebi două cazuri distincte, după cum suprafaţa betonului comprimat este triunghiulară sau trapezoidală.

A_1. Suprafaţa triunghiulară a betonului comprimat

Pentru ca echilibrul să subziste (fig. 1), trebuie ca rezultanta eforturilor de tensiune T din armătura tensionată şi rezultanta eforturilor unitare de compresiune C din betonul comprimat să se găsească în acelaşi plan, perpendicular pe vectorul moment, datorit solicitărilor exterioare.

Deoarece eforturile unitare de compresiune, conform ipotezelor metodei de calcul la stări limită, se admit repartizate uniform, punctul de aplicaţie al rezultantei eforturilor de compresiune din beton coincide cu centrul de greutate al suprafeţei de beton comprimat.

Scriind ecuaţia de proiecţie a eforturilor interioare pe direcţia axei piesei vom obţine :

$$\mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a = \frac{1}{2} \cdot \eta\, h_0 \cdot \zeta\, b \cdot Ri^* \tag{I}$$

unde

$$\mu = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \text{ este procentul de armare.}$$

Efectuînd reducerile în ecuaţia (I), obţinem :

$$\zeta \cdot \eta = 2 \cdot \mu \cdot \frac{R_a}{R_i} = 2\ \xi' \tag{1}$$

unde

$$\xi' = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \cdot \frac{R_a}{R_i}.$$

Coordonatele centrului de greutate al suprafeţei comprimate sînt (v. fig. 1)

$$y_D = \frac{d}{2} - \frac{\eta\, d}{3};\ x_D = \frac{b}{2} - \frac{\zeta\, b}{3} \tag{II}$$

de unde obţinem

$$\eta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{y_D}{d}\right);\ \zeta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{x_D}{b}\right). \tag{III}$$

Înlocuind aceste valori în ecuaţia (1) obţinem :

$$\left(\frac{1}{2} - \frac{y_D}{d}\right)\left(\frac{1}{2} - \frac{x_D}{b}\right) = \frac{2}{9}\,\xi'. \tag{2}$$

În cazul cînd $\xi' = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \cdot \frac{R_a}{R_i}$ = constant, iar unghiul φ variază (fig. 1) punctul D (centrul de greutate ale suprafeţei de beton comprimat) descrie o hiperbolă ale cărei asimptote sînt laturile AB şi BC' ale secţiunii (fig. 1).

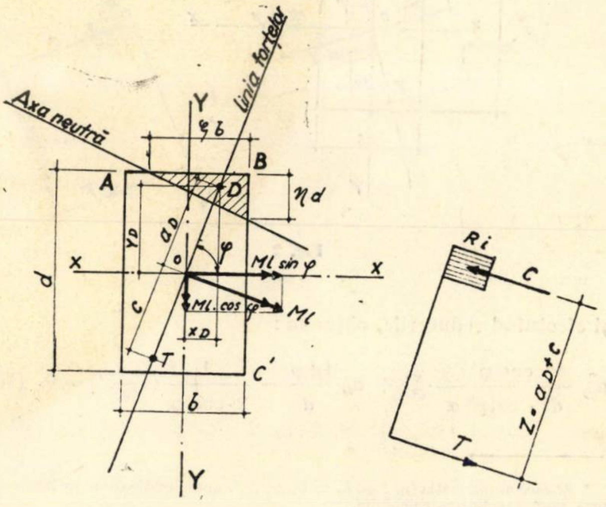
Înlocuind valorile $y_D = a_D \cdot \sin\varphi$ şi $x_D = a_D \cdot \cos\varphi$ în ecuaţia (2) şi notînd $\frac{b}{d} = \operatorname{cotg}\alpha$ obţinem

$$\frac{a_D^2 \cdot \sin\varphi \cdot \cos\varphi}{d^2 \cdot \operatorname{cotg}\alpha} - \frac{1}{2}\left(\frac{a_D \cdot \sin\varphi}{d} + \frac{a_D \cdot \cos\varphi}{d \cdot \operatorname{cotg}\alpha}\right) + \frac{1}{4} = \frac{2}{9}\,\xi'. \tag{3}$$

În ecuaţia (3), efectuînd reducerile şi rezolvînd în raport cu a_D, obţinem :

$$a_D = \frac{d}{4 \cdot \sin\varphi}\left[(1 + \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha) - \sqrt{(1 - \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha)^2 + \frac{32}{9} \cdot \xi' \cdot \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha}\right]. \tag{4}$$

Fig. 1



---

* Se admite $\eta\, h_0 \simeq \eta d$, aproximaţie ce nu influenţează prea mult exactitatea calculului.

Odată a_D determinat, braţul de pîrghie al cuplului eforturilor interioare va fi:

$$Z = a_D + c \tag{5}$$

unde

C este distanţa de la centrul de greutate al secţiunii omogene de beton (neţinînd seamă de armătură) pînă la centrul de greutate al armăturii tensionate.

A_2. Suprafaţa trapezoidală a betonului comprimat

Scriind ecuaţia de proiecţie a eforturilor interioare pe direcţia axei piesei, obţinem:

$$\mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a = \frac{1}{2}(\eta_1 + \eta_2) \cdot b - h_0 \cdot R_i^* \tag{IV}$$

de unde după efectuarea reducerilor obţinem:

$$\eta_2 = 2\,\xi' - \eta_1. \tag{6}$$

Coordonatele centrului de greutate ale trapezului sînt:

$$x_D = \frac{b}{6} \cdot \frac{\eta_2 - \eta_1}{\eta_2 + \eta_1} = \frac{b}{6} \cdot \frac{\xi' - \eta_1}{\xi'}, \tag{7}$$

$$y_D = \frac{d}{2}\left[1 - \xi' - \frac{2\,x_D}{b}(\xi' - \eta_1)\right]. \tag{8}$$

Eliminînd pe η_1, între ecuaţiile (7) şi (8), obţinem:

$$\frac{y_D}{d} = \frac{1 - \xi'}{2} - \frac{6\,\xi'}{b^2} \cdot x_D^2. \tag{9}$$

Din ecuaţia (9) se poate vedea că pentru

$$\xi' = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \cdot \frac{R_a}{R_i} = \text{constant}$$

centrul de greutate D al suprafeţei de beton comprimat, în cazul cînd unghiul φ variază (fig. 2), descrie o parabolă, avînd ca axă de simetrie axa y a secţiunii.

Înlocuind în ecuaţia (9) valorile

$$y_D = a_D \cdot \sin\varphi\,;\; x_D = a_D \cdot \cos\varphi\,;\; b = d \cdot \operatorname{cotg}\alpha \tag{V}$$

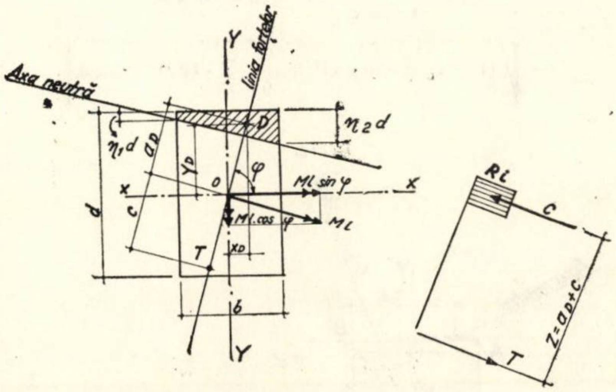


Fig. 2

şi efectuînd reducerile, obţinem:

$$a_D^2 \frac{\cos\varphi}{d^2 \cdot \operatorname{cotg}^2\alpha} \cdot \xi' + a_D \cdot \frac{\operatorname{tg}\varphi}{d} - \frac{1}{2 \cdot \cos\varphi}(1 - \xi') = 0. \tag{10}$$

Rezolvînd ecuaţia în raport cu a_D, obţinem:

$$a_D = \frac{d \cdot \operatorname{cotg}\alpha}{12 \cdot \cos\varphi}\left[\sqrt{\operatorname{tg}^2\varphi \cdot \operatorname{cotg}^2\alpha + 12 \cdot \xi'(1 - \xi')} - \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha\right] \cdot \frac{1}{\xi'} \tag{11}$$

Rezultă deci, că pentru determinarea braţului de pîrghie al cuplului eforturilor interioare trebuie să ne folosim de relaţiile (4) sau (11), după cum suprafaţa de beton comprimat este triunghiulară sau trapezoidală.

Valoarea limită y'_D, cînd $\zeta = 1$ (fig. 1), iar $x_D = \frac{b}{6}$, o obţinem din ecuaţia (2)

$$y'_D = \left(\frac{1}{2} - \frac{2}{3}\,\xi'\right) \cdot d \tag{VI}$$

de unde obţinem:

$$\frac{y'_D}{x'_D} = \operatorname{tg}\varphi + = \operatorname{tg}\alpha \cdot (3 - 4\,\xi'). \tag{VII}$$

Din (VII) se deduce relaţia care ne indică forma suprafeţei de beton comprimat şi deci care din formulele (4) sau (11) este valabilă pentru un anumit caz dat de încovoiere oblică fără forţă axială.

Dacă:

$$(3 - 4\,\xi') \geqslant \operatorname{tg} \cdot \varphi.\ \operatorname{cotg}\alpha \tag{12}$$

suprafaţa de beton comprimat este triunghiulară; se aplică formula (4).

Dacă:

$$(3 - 4\,\xi') < \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha \tag{12}$$

suprafaţa de beton comprimat este trapezoidală; se aplică formula (11).

Notînd $\operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha = A$, formulele (4), (11) şi (12) se pot simplifica.

Se obţine în acest caz:

$$a_D = \frac{d}{4 \cdot \sin\varphi}\left[1 + A - \sqrt{(1 - A)^2 + \frac{32}{9} \cdot A \cdot \xi'}\right] \tag{4'}$$

$$a_D = \frac{d}{12 \cdot \sin\varphi}\left[\sqrt{A^2 + 12 \cdot \xi' \cdot (1 - \xi')} - A\right] \cdot \frac{A}{\xi'} \tag{11'}$$

$$\left.\begin{array}{ll} \text{cînd } (3 - 4\,\xi') \geqslant A & \text{se aplică formula (4')} \\ \text{cînd } (3 - 4\,\xi') < A & \text{se aplică formula (11')} \end{array}\right\} \tag{12'}$$

Cu ajutorul relaţiilor (4), (11) şi (12), respectiv (4'), (11') şi (12') se pot rezolva toate problemele în legătură cu încovoierea oblică fără forţă axială.

B. VERIFICAREA UNEI SECŢIUNI DATE

Momentul încovoietor limită, capabil al secţiunii, pe care îl vom nota cu M_l, va fi:

$$M_l\,(= (a_D + c) \cdot \mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a. \tag{13}$$

Făcînd notaţia

$$m' = \frac{M_l \cdot \sin\varphi}{b \cdot h_0^2 \cdot R_i}^*, \tag{14}$$

---

[*] Se face aproximaţia $(\eta_1 + \eta_2)\,h_0 \simeq (\eta_1 + \eta_2)\,d$, aproximaţie ce nu influenţează prea mult exactitatea calculului.

[*] $m' = \frac{M_l \sin\varphi}{b \cdot h_0^2\, R_i}$ îl vom denumi „moment încovoietor specific limită" la încovoiere oblică fără forţă axială.

Tabela 1

$$m' = \frac{M . \sin \varphi}{b . h_0^2 . R_t}$$

A / ξ'	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0	2,5	5,0	∞
0,01	0,0095	0,0096	0,0097	0,0098	0,0098	0,0098	0,0098	0,0099	0,0099	0,0099	0,0099	0,0099
0,05	0,0447	0,0455	0,0462	0,0466	0,0470	0,0472	0,0475	0,0477	0,0479	0,0482	0,0486	0,0487
0,10	0,0851	0,0868	0,0879	0,0889	0,0897	0,0903	0,0909	0,0917	0,0923	0,0932	0,0946	0,0950
0,15	0,1225	0,1248	0,1266	0,1279	0,1293	0,1303	0,1311	0,1324	0,1335	0,1349	0,1377	0,1387
0,20	0,1578	0,1604	0,1626	0,1646	0,1662	0,1676	0,1688	0,1706	0,1720	0,1746	0,1786	0,1800
0,25	0,1910	0,1942	0,1967	0,1987	0,2007	0,2025	0,2040	0,2065	0,2082	0,2115	0,2167	0,2187
0,30	0,2226	0,2256	0,2886	0,2313	0,2334	0,2355	0,2370	0,2400	0,2427	0,2460	0,2526	0,2550
0,35	0,2520	0,2560	0,2590	0,2620	0,2640	0,2660	0,2680	0,2710	0,2740	0,2780	0,2860	0,2890
0,40	0,2810	0,2840	0,2880	0,2910	0,2930	0,2960	0,2980	0,3010	0,3030	0,3080	0,3170	0,3200
0,45	0,3080	0,3110	0,3150	0,3180	0,3210	0,3230	0,3260	0,3290	0,3320	0,3370	0,3450	0,3490
0,50	0,3330	0,3370	0,3400	0,3440	0,3460	0,3480	0,3510	0,3550	0,3570	0,3603	0,3710	0,3750

obţinem din ecuaţia (13)

$$m' = \frac{M_l \cdot \sin \varphi}{b \cdot h_0^2 \cdot R_i} = \left(\frac{a_D \cdot \sin \varphi}{h_0} + \frac{c \cdot \sin \varphi}{h_0} \right) \cdot \xi'. \tag{15}$$

Înlocuind pe rînd pe a_D cu expresiile (4′) şi (11′) şi admiţînd într-o primă aproximaţie $c \cdot \sin \varphi \simeq \frac{d}{2}$ din relaţia (15), obţinem :

$$m' = \frac{\xi'}{4} \left[3 + A - \sqrt{(1 - A)^2 + \frac{32}{9} \cdot A \cdot \xi'} \right], \tag{16}$$

$$m' = \frac{A}{12} \left[\sqrt{A^2 + 12 \cdot \xi' (1 - \xi')} - A \right] + 0{,}5\, \xi'. \tag{17}$$

Formula (16) se aplică în cazul cînd $(3-4\ \xi') \geqslant A$, deci formula suprafeţei betonului comprimat este triunghiulară, iar formula (17), atunci cînd $(3-4\ \xi') < A$, deci forma suprafeţei betonului comprimat este trapezoidală.

Capacitatea portantă a unei grinzi se poate calcula dacă avem date valorile

$$\xi' = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \cdot \frac{R_a}{R_i} \text{ şi } A = \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{cotg} \alpha = \operatorname{tg} \varphi \cdot \frac{b}{d}$$

în felul următor :

Cu ajutorul formulelor (16), respectiv (17) se calculează m' apoi se calculează $M_l = \frac{m' \cdot b \cdot h_0^2 R_t}{\sin \varphi}$, după care se verifică inegalitatea $M_l \geqslant M_c$ unde M_c este momentul de calcul ce trebuie să fie preluat în secţiunea ce se verifică.

Pentru uşurarea calculului s-au dat în tabela 1 valorile m' pentru diferite valori ale lui A şi ξ'.

Valorile lui m' corespunzătoare unghiului $\varphi = \frac{\pi}{2}$ (fig. 1 şi fig. 2) corespund încovoierii drepte (normale) fără forţă axială, care în calculele ce vor urma vor fi notate cu m.

De asemenea pentru diferite valori ale lui A şi ξ' s-a calculat raportul $\lambda = \frac{m'}{m}$, rezultatele fiind redate în tabela 2 şi diagrama din figura 3.

Tabela 2, respectiv diagrama din figura 3 folosesc tot la verificarea secţiunilor, calculul fiind acelaşi ca mai sus, doar că expresia lui M_l devine

$$M_l = \frac{\lambda \cdot m \cdot b \cdot h_0^2 \cdot R_t}{\sin \varphi} \tag{18}$$

unde

λ se ia în funcţie de A şi ξ' din tabela 2 sau diagrama din figura 3, iar $m = \frac{M_l}{b \cdot h_0^2 \cdot R_t}$ se ia din tabela 1, coloana $A = \infty$ pentru acelaşi ξ'.

Pentru a ne putea da mai bine seama de semnificaţia lui ξ' cît şi de faptul de ce au fost calculate tabelele pentru ξ' mergînd pînă la valoarea 0,50, să considerăm secţiunea din figura 4.

Tabela 2

$$\lambda = \frac{m'}{m}$$

A / ξ'	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0	2,5	5,0	∞
0,01	0,958	0,974	0,983	0,988	0,990	0,992	0,993	0,995	0,996	0,998	0,999	1,00
0,05	0,918	0,934	0,949	0,957	0,965	0,969	0,975	0,980	0,983	0,989	0,998	1,00
0,10	0,896	0,912	0,925	0,936	0,944	0,950	0,957	0,965	0,972	0,981	0,996	1,00
0,15	0,883	0,900	0,913	0,922	0,932	0,940	0,945	0,945	0,963	0,973	0,993	1,00
0,20	0,877	0,891	0,903	0,914	0,923	0,931	0,938	0,948	0,956	0,970	0,992	1,00
0,25	0,873	0,888	0,899	0,909	0,918	0,926	0,933	0,944	0,952	0,967	0,991	1,00
0,30	0,873	0,885	0,896	0,907	0,915	0,924	0,930	0,941	0,952	0,965	0,991	1,00
0,35	0,872	0,886	0,896	0,907	0,914	0,921	0,927	0,938	0,948	0,962	0,990	1,00
0,40	0,878	0,887	0,900	0,909	0,916	0,925	0,931	0,941	0,947	0,963	0,989	1,00
0,45	0,882	0,891	0,903	0,911	0,919	0,926	0,934	0,943	0,951	0,966	0,990	1,00
0,50	0,888	0,898	0,907	0,917	0,923	0,928	0,936	0,947	0,952	0,968	0,990	1,00

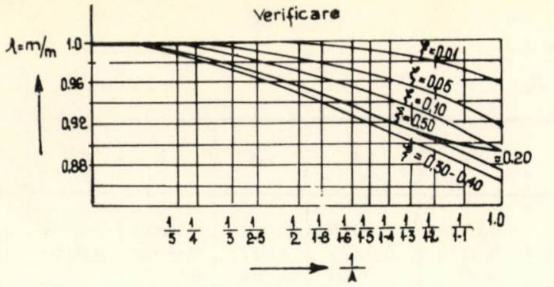


Fig. 3

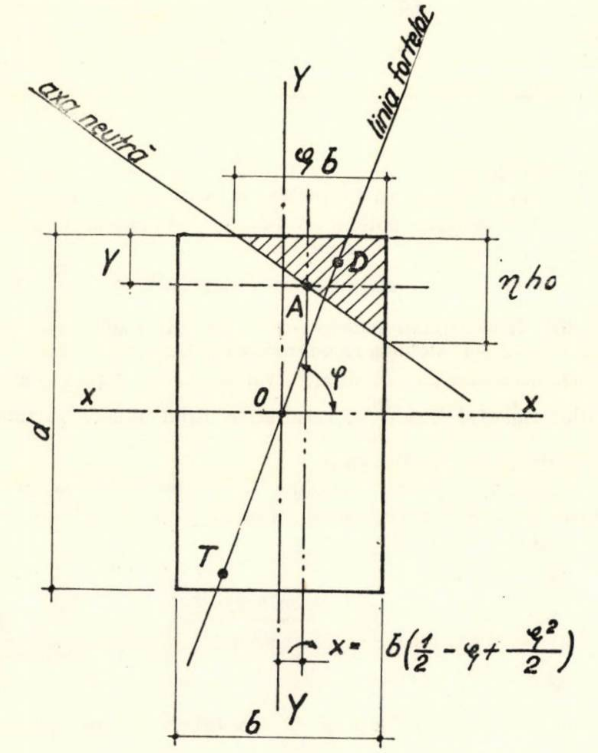
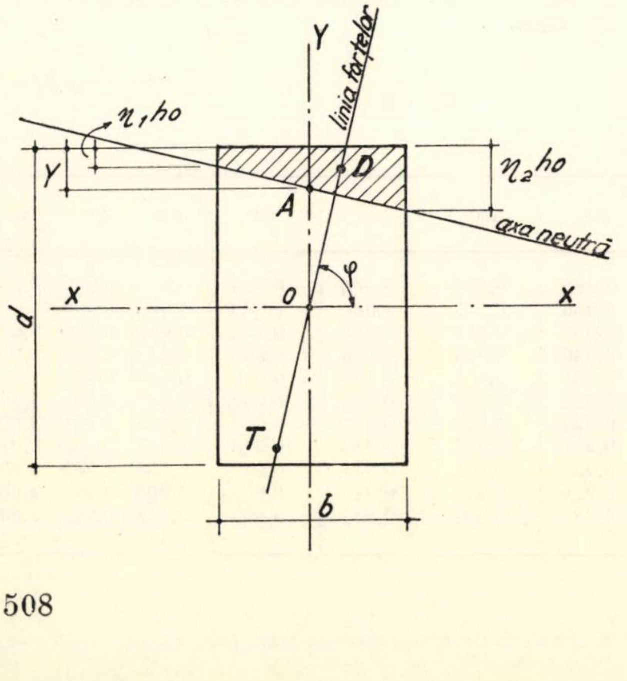


Fig. 4

Fig. 5



Considerînd pe rînd cele trei cazuri posibile ale încovoierii, şi anume: încovoiere normală cu suprafaţa de beton comprimat dreptunghiulară $\left(\varphi = \frac{\pi}{2}\right)$, încovoiere oblică cu suprafaţa de beton comprimat triunghiulară sau trapezoidală $\varphi \neq \frac{\pi}{2}$ şi scriind ecuaţiile de proiecţie pe direcţia axei piesei, obţinem:

a) $\mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a = b \cdot y \cdot R_i$ — suprafaţa de beton comprimat dreptunghiulară $\varphi = \frac{\pi}{2}$

b) $\mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a = \frac{1}{2} \eta\, h_0 \cdot \zeta\, b \cdot R_i$ — suprafaţa de beton comprimat triunghiulară $\varphi \neq \frac{\pi}{2}$ (fig. 4).

c) $\mu \cdot b \cdot h_0 \cdot R_a = \frac{\eta_1 + \eta_2}{2} \cdot b \cdot h_0 \cdot R_i$ — suprafaţa de beton comprimat trapezoidală $\varphi \neq \frac{\pi}{2}$ (fig. 5).

Dacă în (a), (b) şi (c) împărţim ambii membri cu R_i obţinem:

$$\text{a}')\ \mu \cdot b \cdot h_0 \cdot \frac{R_a}{R_i} = b \cdot y = A_b^{\text{comp}} \text{———} \varphi = \frac{\pi}{2}$$

$$\text{b}')\ \mu \cdot b \cdot h_0 \cdot \frac{R_a}{R_i} = \frac{1}{2} \eta\, h_0 \cdot \zeta\, b = A_b^{\text{comp}} \text{———} \varphi \neq \frac{\pi}{2}$$

$$\text{c}')\ \mu \cdot b \cdot h_0 \cdot \frac{R_a}{R_i} = \frac{\eta_1 + \eta_2}{2} b \cdot h_0 = A_b^{\text{comp}} \text{———} \varphi \neq \frac{\pi}{2}.$$

Dacă menţinem constante: marca betonului, calitatea oţelului, procentul de armare şi dimensiunile elementului, rezultă că, indiferent de $\sphericalangle \varphi$, suprafaţa betonului comprimat rămîne aceeaşi, rezultat ce se putea deduce a priori datorită echilibrului forţelor interioare.

Reluînd expresiile a'; b' şi c' şi împărţind fiecare membru al egalităţilor cu $b \cdot h_0$ obţinem:

$$\text{a}'')\ \mu \cdot \frac{R_a}{R_i} = \frac{y}{h_0} = \xi' = \frac{A_b^{\text{comp}}}{b \cdot h_0} \text{———} \varphi = \frac{\pi}{2}$$

$$\text{b}'')\ \mu \cdot \frac{R_a}{R_i} = \frac{1}{2} \eta\, \zeta = \xi' = \frac{A_b^{\text{comp}}}{b \cdot h_0} \text{———} \neq \varphi \frac{\pi}{2}$$

$$\text{c}'')\ \mu \cdot \frac{R_a}{R_i} = \frac{1}{2} (\eta_1 + \eta_2) = \xi' = \frac{A_b^{\text{comp}}}{b \cdot h_0} \text{———} \varphi \neq \frac{\pi}{2}.$$

Am arătat mai sus că, indiferent de valoarea $\sphericalangle \varphi$, dacă menţinem constante dimensiunile elementului, marca betonului, calitatea oţelului şi procentul de armare, suprafaţa betonului comprimat este aceeaşi.

Menţionăm să nu se facă greşeala a se crede că şi valoarea momentului încovoietor ce poate prelua elementul ar fi constantă pentru orice valoare a $\sphericalangle \varphi$. Acest lucru este evident imposibil din cauza variaţiei braţului de pîrghie al cuplului forţelor interioare o dată cu $\sphericalangle \varphi$.

Dacă A_b^{comp} este suprafaţa de beton comprimat la starea limită de rezistenţă prin încovoiere oblică, fără forţă axială $\left(\varphi \neq \frac{\pi}{2}\right)$, atunci înălţimea zonei comprimate echivalente pentru aceleaşi caracteristici ale secţiunii, supusă însă la încovoiere normală $\left(\varphi = \frac{\pi}{2}\right)$, va fi în cazul suprafeţei de beton comprimat triunghiulară:

$$y = \frac{A_b^{\text{comp}}}{b} = \frac{1}{2} \cdot \zeta \cdot \eta \cdot h_0 = \frac{1}{2} \cdot \zeta \cdot y'$$

Tabela 3

ξ'

A m'	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0	2,5	3,0	4,0	5,0	∞
0,01	0,011	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010	0,010
0,05	0,056	0,055	0,054	0,054	0,053	0,053	0,053	0,053	0,052	0,052	0,052	0,052	0,051	0,051
0,10	0,119	0,117	0,115	0,113	0,112	0,111	0,111	0,110	0,109	0,108	0,107	0,106	0,105	0,105
0,15	0,188	0,184	0,181	0,179	0,177	0,175	0,173	0,172	0,171	0,169	0,167	0,165	0,162	0,163
0,20	0,263	0,259	0,255	0,252	0,249	0,246	0,224	0,241	0,237	0,234	0,231	0,228	0,227	0,225
0,25	0,344	0,339	0,334	0,330	0,327	0,324	0,321	0,316	0,310	0,306	0,302	0,298	0,296	0,293
0,30	0,433	0,427	0,421	0,416	0,412	0,408	0,405	0,398	0,393	0,385	0,380	0,374	0,372	0,366
0,35	0,532	0,526	0,519	0,512	0,506	0,502	0,499	0,490	0,486	0,475	0,469	0,462	0,459	0,453

unde

$$y' = \eta\, h_0.$$

Se vede deci că pentru diferite valori ale $\sphericalangle\, \varphi$, coeficientul $\xi' = \dfrac{y}{h_0}$ este raportul dintre înălţimea echivalentă a suprafeţei de beton comprimat pentru $\varphi = \dfrac{\pi}{2}$ şi înălţimea utilă a secţiunii. Se vede imediat (fig.4) că înălţimea echivalentă este egală cu lungimea măsurată pe dreapta de ecuaţie :

$$x = b\cdot\left(\frac{1}{2} - \zeta + \frac{\zeta^2}{2}\right) \tag{19}$$

între punctele de intersecţie cu axa neutră reală şi lăţimea grinzii din zona comprimată.

Prin rotirea axei neutre în jurul punctului A (fig. 4) pînă devine orizontală, se obţine poziţia fictivă a axei neutre în cazul suprafeţei echivalente a betonului comprimat pentru

$$\varphi = \frac{\pi}{2}.$$

În cazul $\zeta = 1$ şi $\varphi \neq \dfrac{\pi}{2}$ (suprafaţa de beton comprimat trapezoidală) ecuaţia (19) devine (fig. 5)

$$x = 0 \tag{20}$$

adică punctul de rotaţie al axei neutre pentru obţinerea suprafeţei echivalente de beton comprimat se găseşte la intersecţia axei $y - y$ cu axa neutră reală şi lăţimea grinzii din zona comprimată.

Tabelele au fost întocmite pentru valori ale lui $\xi' \leqslant 0{,}50$, adică

$$S_b \leqslant 0{,}75\ S_0,$$

în timp ce pentru încovoiere normală actualul normativ P 8–62 permite

$$\xi' = 0{,}55 \quad \text{adică} \quad S_b \leqslant 0{,}8\ S_0.$$

Această reducere a fost adoptată, deoarece concentrările de eforturi în colţurile secţiunii în cazul încovoierii oblice scad în mod cert capacitatea portantă. Valorile limită admise nu pot fi considerate ca definitive, ele urmînd a fi precizate după efectuarea de încercări pînă la rupere pentru acest gen de solicitări.

C. CALCULUL SECŢIUNII DE ARMĂTURĂ

Dacă în ecuaţiile (16), respectiv (17), avem date valorile

$$m' = \frac{M_l\cdot \sin\varphi}{b\cdot h_0{}^2\cdot R_i} \quad \text{şi} \quad A = \operatorname{tg}\varphi\cdot \operatorname{cotg}\alpha,$$

valorile lui ξ' se pot calcula rezolvînd ecuaţiile respective în raport cu ξ'.

Astfel, din ecuaţia (16), valabilă pentru cazul cînd $3 - 4\ \xi' \geqslant A$, obţinem pentru ξ' următoarea ecuaţie de gradul III :

$$\frac{4}{9}\cdot A\cdot \xi'^3 - (A + 1)\cdot \xi'^2 + (3 + A)\cdot m'\cdot \xi' - 2\cdot m' = 0. \tag{21}$$

Din ecuaţia (17), valabilă pentru cazul cînd $3-4\ \xi' < A$ obţinem :

$$\xi' = \frac{\left(\dfrac{A^2}{6} + m'\right) - A\cdot\sqrt{\left(\dfrac{A^2}{6} + m'\right)\left(\dfrac{1}{6} - \dfrac{m'}{3}\right)}}{\dfrac{1}{2} + \dfrac{1}{6}\cdot A^2}. \tag{22}$$

Cu ajutorul acestor relaţii s-au calculat în tabela 3 valorile lui ξ' pentru diverse valori ale lui A şi m'.

Valorile corespunzătoare pentru $A = \infty$ conţinute în tabela 3 corespund încovoierii normale, fără forţă axială.

Aceste valori le vom nota în cele ce urmează cu ξ. De asemenea, în tabela 4 s-a calculat raportul $\rho = \dfrac{\xi'}{\xi}$ pentru di-

Tabela 4

$$\rho = \frac{\xi'}{\xi}$$

A m'	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0	2,5	3,0	4,0	5,0	∞
0,01	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
0,05	1,10	1,08	1,06	1,06	1,04	1,04	1,04	1,04	1,02	1,02	1,02	1,01	1,00	1,00
0,10	1,13	1,11	1,10	1,08	1,07	1,06	1,06	1,05	1,04	1,03	1,02	1,01	1,00	1,00
0,15	1,15	1,13	1,11	1,10	1,08	1,07	1,06	1,05	1,05	1,04	1,02	1,01	1,01	1,00
0,20	1,17	1,15	1,13	1,12	1,10	1,09	1,08	1,07	1,05	1,04	1,03	1,01	1,01	1,00
0,25	1,18	1,16	1,14	1,13	1,12	1,11	1,10	1,08	1,06	1,05	1,03	1,02	1,01	1,00
0,30	1,18	1,16	1,14	1,13	1,12	1,11	1,10	1,08	1,07	1,05	1,03	1,02	1.01	1,00
0,35	1,18	1,16	1,14	1,13	1,12	1,11	1,10	1,08	1,07	1,05	1,03	1,02	1,01	1,00

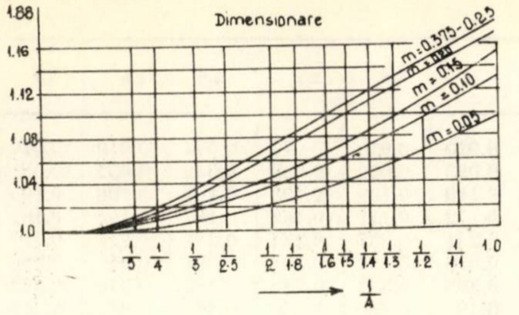


Fig. 6

verse valori ale lui A și m', valori ce sînt reprezentate și în diagrama din figura 6.

Prin folosirea tabelelor 3 și 4, respectiv a diagramei din figura 6, determinarea suprafeței de armătură a secțiunii se face în felul următor:

Se calculează valorile

$$A = \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha \quad \text{și} \quad m' = \frac{M_c \cdot \sin\varphi}{b \cdot h_0^2 \cdot R_i},$$

M_c fiind de data aceasta momentul încovoietor de calcul

Din tabela 3 obținem pe

$$\xi' = \frac{A_a}{b \cdot h_0} \cdot \frac{R_a}{R_i}$$

cu care se deduce imediat

$$A_a = \xi' \cdot b \cdot h_0 \cdot \frac{R_i}{R_a}.^{*}$$

De asemenea, cu aceleași valori ale lui A și m' se obține din tabela 4 sau diagrama din figura 6 valoarea lui $\varphi = \frac{\xi'}{\xi}$ cu care deducem

$$A_a = \rho \cdot \xi \cdot b \cdot h_0 \cdot \frac{R_i}{R_a}$$

ξ fiind luat din tabela 3 coloana $A = \infty$ pentru același m'.

Pentru o corectă aplicare a formulelor tabelelor și diagramelor, la orice valoare a $\sphericalangle\, \varphi$ trebuie făcute următoarele observații și precizări.

Toate tabelele și diagramele pot fi utilizate pentru valori ale lui A cuprinse între 1 și ∞. Există evident cazuri în care $A = \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha < 1$, caz în care tabelele par a nu putea fi utilizate. Pentru a le putea totuși utiliza, recurgem la următorul artificiu.

În aceste cazuri drept $\sphericalangle\, \varphi$ se va considera, pentru calcul, complementul său $\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)$, φ fiind unghiul pe care linia forțelor îl face cu axa $x - x$, iar în tabele găsim valoarea A, calculată inversînd lățimea secțiunii în înălțime, respectiv considerăm d lățimea secțiunii, iar b înălțimea acesteia. Cu aceste noi notații, tabelele și diagramele vor putea fi utilizate în toate cazurile.

Pentru a ne da de la început seama dacă A va fi mai mare sau mai mic decît 1, pentru o anumită situație a solicitărilor exterioare față de elementele geometrice ale secțiunii, nu avem decît să facem următoarea observație:

Dacă linia forțelor este chiar diagonala secțiunii, atunci $A = 1$. În cazul acesta $\varphi = \alpha$. Dacă $\varphi \neq \alpha$ atunci latura intersectată de linia forțelor va fi considerată ca lățime, adică b în cazul notațiilor noastre, iar cealaltă latură ca înălțime, adică d în cazul notațiilor noastre.

Pentru determinarea poziției axei neutre se procedează în modul următor:

Se calculează expresia $3-4\,\xi'$ care, comparată cu valoarea lui A, ne indică dacă suprafața de beton comprimat este triunghiulară sau trapezoidală.

Cu ajutorul formulelor (4′) sau (11′), după caz, calculăm valoarea a_D. Se calculează apoi coordonatele centrului de greutate ale suprafeței de beton comprimat cu expresiile

$$x_D = a_D \cdot \cos\varphi\,;\quad y_D = a_D \cdot \sin\varphi. \tag{24}$$

În cazul suprafeței de beton comprimat triunghiulară, cu relațiile III obținem valorile lui η și ζ cu care se poate trasa imediat axa neutră.

În cazul suprafeței de beton comprimat trapezoidală, cu relația (7) se calculează η_1 care introdus în relația (6) ne dă valoarea lui η_2. Cu acești parametri trasăm imediat axa neutră.

Cu aceste ultime observații se poate verifica și dimensiona o secțiune dreptunghiulară supusă la încovoiere oblică, fără forța axială pentru orice valoare a $\sphericalangle\, \varphi = 0 \div \frac{\pi}{2}$ și orice raport de laturi.

Exemplul 1. Să se verifice capacitatea portantă a secțiunii din figura 7. Linia forțelor face cu axa $x - x$ un unghi de 65°.

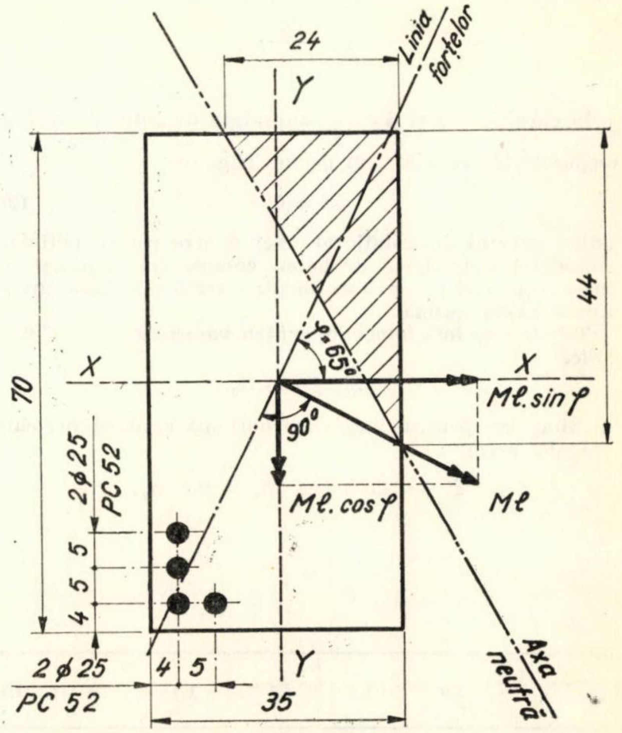


Fig. 7

Se utilizează B 250 și PC 52

$R_i = 120$ kgf/cm^2; $R_a = 2\,900$ kgf/cm^2

$\operatorname{tg}\varphi = 2{,}145$; $\sin\varphi = 0{,}9063$; $\cos\varphi = 0{,}4226$

$\operatorname{cotg}\alpha = \frac{35}{70} = 0{,}50$; $A = \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{cotg}\alpha = 1{,}07.$

---

[*] Cînd dimensiunile secțiunii sînt impuse, iar M_l capabil este mai mic decît M_c, sîntem obligați să recurgem la dublă armare. În acest caz calculul rămîne același, doar că diferența de moment trebuie preluată printr-o armătură suplimentară. În acest caz vom avea:

$$M_l = m' \cdot b \cdot h_0^2 \cdot R_i \cdot \sin\varphi + A_a' (c + c') \cdot R_a$$

unde c' este distanța din centrul de greutate al secțiunii de beton la centrul de greutate al armăturii comprimate măsurată pe direcția liniei forțelor. Se poate deci deduce imediat A_a'.

Din dispoziţia armăturii în secţiune se vede imediat că $h_0 = 61,5$ cm.

Cu datele de mai sus avem:

$$\xi' = \frac{19,63}{35 \times 61,5} \cdot \frac{2\,900}{120} = 0,22.$$

Din tabela 1, pentru $A = 1,07$ şi $\xi' = 0,22$ obţinem $m' = 0,1731$, de unde

$$M_l = \frac{0,1731 \times 35 \times 61,5 \times 120}{0,9063} = 3\,000\,000 \text{ kgf. cm} = 30 \text{ tfm}.$$

Pentru determinarea poziţiei axei neutre avem:

$$3 - 4\,\xi' = 3 - 4 \times 0,22 = 2,12 > 1,07 = A.$$

Deoarece $3-4\xi' > A$, suprafaţa de beton comprimată este triunghiulară.

Cu ajutorul relaţiei (4'), obţinem:

$$a_D = \frac{70}{4 \times 0,9063} \cdot \left[1 + 1,07 - \sqrt{1\,(-1,07)^2 + \frac{32}{9} \cdot 1,07 \cdot 0,22}\,\right] = 22,4 \text{ cm}.$$

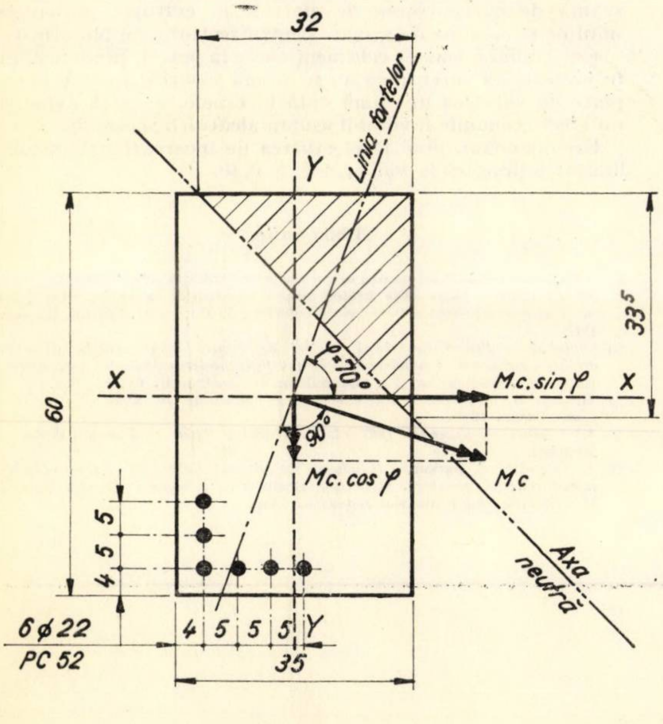
Cu relaţiile 24 calculăm:

$$x_D = 22,4 \times 0,4226 = 9,5 \text{ cm}$$
$$y_D = 22,4 \times 0,9063 = 20,4 \text{ cm}.$$

Cu relaţiile (III) obţinem:

$$\eta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{20,4}{70}\right) = 0,63$$
$$\zeta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{9,5}{35}\right) = 0,69.$$

Fig. 8


32
Y
Linia forţelor
33^5
α=70°
X
Mc.sinφ
X
90°
Mc.cosφ
Mc
60
5
5
4
4
5
5
5
Y
6φ22
PC 52
35
Axa neutră

Conform figurii 1 obţinem:

$$\eta \cdot d = 0,63 \times 70 = 44 \text{ cm}$$
$$\zeta \cdot b = 0,69 \times 35 = 24 \text{ cm}$$

valori cu ajutorul cărora trasăm imediat axa neutră.

Exemplul 2. Să se determine armătura necesară pentru ca secţiunea din figura 8 să poată prelua un moment încovoietor de calcul de 27 tfm. Linia forţelor face cu axa $x - x$ un unghi de 70°. Se utilizează B 250 ; PC 52.

$$R_t = 120 \text{ kgf/cm}^2 ;\ R_a = 2\,900 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\text{tg}\,\varphi = 2,747 ;\ \sin\varphi = 0,9397 ;\ \cos\varphi = 0,3420$$

$$\text{cotg}\,\alpha = \frac{35}{60} = 0,582 ;\ A = 2,747 \times 0,582 \simeq 1,6.$$

Din relaţia (14) deducem:

$$m' = \frac{2\,700\,000 \times 0,9397}{35 \times 54^2 \times 120} = 0,207.$$

Din tabela 3 obţinem $\xi' = 0,255$.

Cu ajutorul relaţiei (23) se obţine imediat

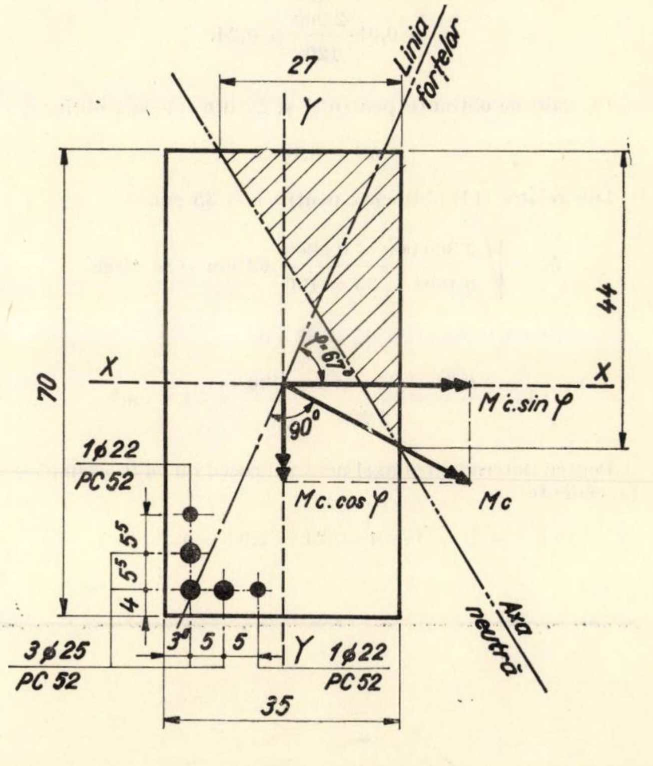
$$A_a = 0,255 \times 35 \times 54 \times \frac{120}{2\,900} = 20 \text{ cm}^2.$$

Pentru determinarea axei neutre procedăm astfel:

$$3 - 4\,\xi = 3 - 4 \times 0,255 = 1,98 > A = 1,6.$$

Deoarece $3 - 4\,\xi' > A$, suprafaţa de beton comprimată este triunghiulară.

Fig. 9


27
Y
Linia forţelor
44
α=70°
70
X
X
Mc.sinφ
90°
1φ22
PC52
Mc.cosφ
Mc
5^5
5^5
4
3^5
5
5
Y
3φ25
PC 52
1φ22
PC52
35
Axa neutră

Cu relația (4′) calculăm

$$a_D = \frac{60}{54\times 0{,}9397}\cdot\left[1 + 1{,}6 - \sqrt{(1 - 1{,}6)^2 + \frac{32}{9}\cdot 1{,}6\times 0{,}255}\right] = $$
$$= 20 \text{ cm}$$

cu care obținem

$$x_D = 20 \times 0{,}3420 = 6{,}84 \text{ cm}$$
$$y_D = 20 \times 0{,}9397 = 18{,}79 \text{ cm},$$

Aceste valori introduse în relația (III) ne conduc la :

$$\eta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{18{,}79}{60}\right) = 0{,}558$$

$$\zeta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{6{,}84}{35}\right) = 0{,}912.$$

Conform figurii 1 obținem :

$$\eta\cdot d = 0{,}558 \times 60 = 33{,}5 \text{ cm}$$
$$\zeta\cdot b = 0{,}912 \times 35 = 32{,}0 \text{ cm}$$

valori cu care trasăm imediat axa neutră.

Exemplul 3. Să se proiecteze o secțiune de beton armat care să reziste la un moment de calcul de 33 tfm.

Linia forțelor face cu axa $x - x$ a secțiunii un unghi de 67°. Se utilizează B 250 ; PC 52.

În acest caz se procedează în felul următor :

Se alege a priori un raport între dimensiunile secțiunii transversale.

În cazul nostru alegem $\frac{b}{d} = \operatorname{cotg}\alpha \simeq 0{,}50$

$$R_i = 120 \text{ kgf/cm}^2;\ R_a = 2\,900 \text{ kgf/cm}^2$$
$$\operatorname{tg}\varphi = 2{,}356;\ \sin\varphi = 0{,}9205;\ \cos\varphi = 0{,}3907$$
$$A = 2{,}356 \times 0{,}5 = 1{,}18.$$

Se alege un procent de armare, în cazul nostru $\mu = 1\%$, valoare care introdusă în relația (1) ne conduce la :

$$\xi' = 0{,}01\cdot\frac{2\,900}{120} = 0{,}24.$$

Cu valorile obținute pentru A și ξ', din tabela 1 obținem :

$$m' = 0{,}1894.$$

Din relația (14) obținem : pentru $b = 35$ cm.

$$h_0 = \sqrt{\frac{3\,300\,000 \times 0{,}9205}{0{,}1894 \times 35 \times 120}}\,62 \text{ cm} - \text{se alege}$$

$d = 70$ cm ; respectiv $h_0 = 63$ cm

$$A_a = \frac{0{,}24 \times 35 \times 63 \times 120}{2\,900} = 21{,}8 \text{ cm}^2.$$

Pentru determinarea axei neutre procedăm ca în exemplele precedente

$$3 - 4\,\xi' = 3 - 4\times 0{,}24 = 2{,}04 > 1{,}18 = A.$$

Deci suprafața de beton comprimată este triunghiulară. Rezultă

$$a_D = \frac{70}{4\cdot 0{,}9205}\left[1 + 1{,}18 - \sqrt{(1 - 1{,}18)^2 + \frac{32}{9}\cdot 1{,}18\cdot 0{,}24}\right] = $$
$$= 22 \text{ cm}.$$

$$x_D = 22 \times 0{,}3907 = 8{,}6 \text{ cm}$$
$$y_D = 22 \times 0{,}9205 = 20{,}2 \text{ cm}$$

$$\eta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{20{,}2}{70}\right) = 0{,}63$$

$$\zeta = 3\left(\frac{1}{2} - \frac{8{,}6}{35}\right) = 0{,}765$$

$$\eta\cdot d = 0{,}63 \times 70 = 44 \text{ cm}$$
$$\zeta\cdot b = 0{,}765 \times 35 = 27 \text{ cm},$$

deci poziția axei neutre este determinată.

CONCLUZII

Din cele expuse mai sus se pot trage următoarele concluzii :

a — Capacitatea portantă a unei grinzi de beton armat cu secțiune dreptunghiulară supusă la încovoiere oblică fără forță axială scade o dată cu micșorarea unghiului φ.

b — Cantitatea de armătură necesară preluării unui același moment încovoietor crește o dată cu micșorarea unghiului φ.

c — Structura relațiilor stabilite permite utilizarea metodei propuse, atît în cazul calculului la stări limită conform normativului P 8 — 62, cît în cazul calculului în stadiul de rupere conform STAS 1546—50.

Pentru aceasta este suficient ca în relațiile de mai sus, valabile pentru calculul la stări limită, să se înlocuiască rezistențele de calcul ale betonului și oțelului cu rezistența convențională de rupere a betonului la compresiune din încovoiere, respectiv limita de curgere a oțelului, iar momentul limită capabil M_l se înlocuiește cu momentul de rupere $M_r = cM$, unde c este coeficientul de siguranță, conform STAS 1546—50.

În felul acesta metoda propusă capătă o utilizare generală, în special la ora actuală cînd la proiectare își găsesc aplicarea ambele metode de calcul.

d — Pentru elucidarea problemei încovoierii oblice fără forță axială sînt necesare încercări care să precizeze : comportarea la forțe tăietoare ; comportarea zonei comprimate ținînd seamă de concentrarea de eforturi la colțuri ; procentele minime și maxime de armare pentru secțiuni simplu armate.

e — Ținînd seamă de cele menționate la pct. d, propunem ca în proiectarea curentă să nu se aleagă valori pentru ξ' apropiate de valoarea unanimă dată în tabele, aceasta avînd și un efect economic favorabil asupra alcătuirii secțiunii.

Recomandăm, pînă la efectuarea de încercări sistematice, limitarea practică la valoarea $\xi' = 0{,}40$.

Bibliografie

1]•••Normativ condiționat pentru calculul construcțiilor la stări limită (P8 – 62).

[2] Nicula I. ș.a. – *Îndrumător pentru calculul elementelor de beton, beton armat și beton precomprimat prin metoda stărilor limită.* București, Editura tehnică, 1963.

[3] Crețu M. – *Proiectarea după stadiul de rupere a elementelor de beton armat cu secțiune dreptunghiulară solicitate la încovoiere oblică fără forță axială.* Industria construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 11/1954.

[4] Hruban K. – *Secțiuni din beton armat solicitate la încovoiere în două plane.* Praga, 1960.

[5] * * * *Beton – Kalender 1967–1968*, Wilhelm Ernst und Sohn. Berlin – München.

[6] R. Chandra, S. Sarkar – *Handbook for ultimate strength design of reinforced concrete members*, Structural Engineering Research Centre, Council of Scientific and Industrial Research, 1966.

Asupra conlucrării spaţiale a elementelor de rezistenţă la hale industriale metalice

Ing. I. I. Munteanu
Institutul pentru proiectarea laminoarelor – Bucureşti

I. GENERALITĂŢI

Construcţiile industriale ca hale, estacade etc. reprezintă sisteme spaţiale, la care, prin conlucrarea elementelor de rezistenţă, forţele orizontale produse de podurile rulante sînt repartizate prin contravînturile orizontale, în lungul construcţiei, la cadrele sau la stîlpii vecini.

În calculul obişnuit al acestor construcţii se consideră că elementele de rezistenţă sînt plane şi transmit forţele la reazeme, independent de elementele de rezistenţă vecine.

Prin folosirea unor elemente de legătură în lungul halei, cum sînt contravînturile longitudinale din planul acoperişului metalic sau pasarelele de circulaţie la estacade, se asigură construcţiilor o rigiditate sporită în sens transversal.

Aceste elemente longitudinale ale construcţiei repartizează forţele date de podurile rulante la mai multe cadre transversale, cît şi la şarpanta pereţilor din frontoanele halei (în cazul halelor scurte).

Problema aceasta a conlucrării spaţiale este citată în diferite tratate de specialitate, iar pentru cazul unor hale cu travee egale şi rigidităţile cadrelor egale s-au întocmit tabele cu ordonatele liniilor de influenţă (ex. revista Acier, Stahl, Steel nr. 2–1960).

În lucrarea de faţă, problema conlucrării spaţiale este tratată pentru travee şi rigidităţi oarecare ale cadrelor.

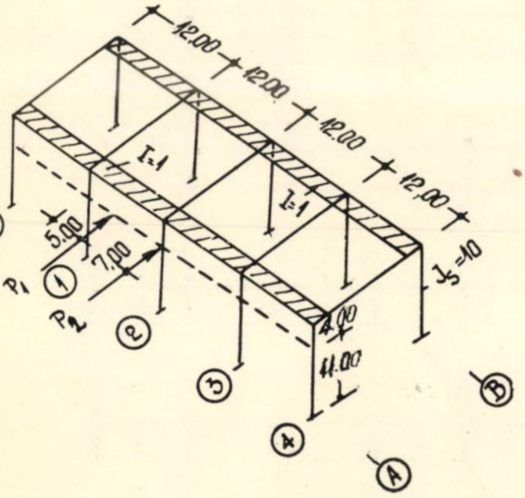
Modul de calcul se bazează pe considerarea contravîntuirii longitudinale a halelor ca o grindă pe reazeme elastice, folosind pentru rezolvarea ei ecuaţia celor cinci momente.

Mersul calculului a fost sistematizat pentru diferite cazuri care se pot ivi în proiectare şi concretizat prin sisteme de ecuaţii care sînt date în lucrare şi cu ajutorul cărora se determină momentele încovoietoare în contravîntuirea longitudinală şi apoi în cadrele transversale.

În lucrare au fost tratate următoarele cazuri :

a) hale cu rigidităţile cadrelor transversale egale şi cu travee egale ;

Fig. 1



b) hale cu rigidităţile cadrelor transversale diferite,precum şi pentru travee diferite, ca urmare a lipsei unor stîlpi sau a lipsei unor cadre transversale, datorită unor necesităţi de ordin tehnologic.

Modul de calcul arătat, cît şi ecuaţiile stabilite sînt valabile atît în cazul halelor lungi (cînd calculul se face pe tronsoane de hală), cît şi în cazul halelor scurte, cînd la rigiditatea transversală pot contribui şi frontoanele halelor.

De asemenea ecuaţiile stabilite sînt valabile atît pentru hale cu stîlpi articulaţi la partea superioară sau în fundaţie, cît şi pentru hale cu stîlpi încastraţi la ambele capete.

Lucrarea este completată cu unele aplicaţii.

II. MODUL DE CALCUL

Pentru calculul cadrelor transversale se consideră un grup de 3–5 cadre. La un număr mai mare de cadre, efectul de repartizare în lung al forţelor orizontale scade.

În figura 1 este arătată schema unei hale cu forţele orizontale date de podurile rulante pe grinda de rulare.

Considerînd fixă partea superioară a stîlpilor 1 şi 2 se pot determina forţele de fixare V_1 şi V_2 la nivelul riglelor. Forţele V_1 şi V_2 sînt în realitate forţe care acţionează asupra contravîntuirii longitudinale, care le repartizează la rîndul ei în lung, la mai multe cadre transversale.

Riglele cadrelor sînt considerate ca distanţieri între contravînturi. Deformaţiile axiale ale acestor rigle fiind mici, se neglijează.

În figura 2 este arătată schema contravîntuirii longitudinale la o grindă continuă pe reazeme elastice şi încărcată cu forţele V_1 şi V_2.

Dacă tasarea reazemului r sub sarcina egală cu 1 este ν_r atunci sub forţa R_r tasarea totală a reazemului este

$$y_r = R_r\,\nu_r\,.$$

În ecuaţia celor trei momente scrisă pentru reazemul r

$$\begin{aligned} M_{r-1}\lambda_r + 2M_r(\lambda_r + \lambda_{r+1}) + M_{\cdot+1}\,\lambda_{r+1} &= \\ = 6EI_c\,(\theta_{r-1,r} - \theta_{r,r+1}) & \qquad (1) \end{aligned}$$

la care termenul din dreapta exprimă tasările reazemelor, dacă se înlocuiesc

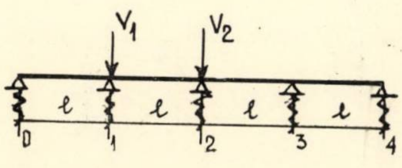
$$\theta_{r-1,r} = \frac{R_{r-1}\,\nu_{r-1} - R_r\,\nu_r}{l_r}\,;$$

$$\theta_{r,r+1} = \frac{R_r\,\nu_r - R_{r+1}\,\nu_{r+1}}{l_{r+1}}$$

cît şi valorile reacţiilor R_{r-1}, R_r, R_{r+1} care au expresiile de forma :

$$R_{r-1} = V_{r-1} + \frac{M_{r-2} - M_{r-1}}{l_{r-1}} + \frac{M_r - M_{r-1}}{l_r}\,;\ \ldots\ldots$$

Fig. 2



se obţine ecuaţia celor cinci momente:

$$\delta_{r,r-2} M_{r-2} + \delta_{r,r-1} M_{r-1} + \delta_{r,r} M_r + \delta_{r,r+1} M_{r+1} + \\ + \delta_{r,r+2} M_{r+2} = -\Delta_{r0} \qquad (2)$$

care exprimă continuitatea tangentei pe reazemul r.

Considerînd momentul de inerţie al contravîntuirii $I_c =$ constant în toate deschiderile, se obţin pentru coeficienţii δ expresiile

$$\delta_{r,r-2} = \frac{6\,E\,I_c\,\nu_{r-1}}{l_r\,l_{r-1}};$$

$$\delta_{r,r-1} = l_r - \frac{6\,E\,I_c}{l_r}\left[\left(\frac{1}{l_{r-1}} + \frac{1}{l_r}\right)\nu_{r-1} + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{1}{l_r} + \frac{1}{l_{r+1}}\right)\nu_r\right]; \quad \delta_{r,r} = 2(l_r + l_{r+1}) + \frac{6\,E\,I_c\,\nu_{r-1}}{l_r^2} +$$

$$+ 6\,EI_c\,\nu_r\left(\frac{1}{l_r} + \frac{1}{l_{r+1}}\right)^2 + \frac{6\,E\,I_c\,\nu_{r+1}}{l_{r+1}^2}; \quad \delta_{1,r+1} = \qquad (3)$$

$$l_{r+1} - \frac{6\,E\,I_c}{l_{r+1}}\left[\left(\frac{1}{l_r} + \frac{1}{l_{r+1}}\right)\nu_r + \left(\frac{1}{l_{r+1}} + \frac{1}{l_{r+2}}\right)\nu_{r+1}\right];$$

$$\delta_{r,r+2} = \frac{6\,E\,I_c\,\nu_{r+2}}{l_{r+1}\,l_{r+2}}; \quad \Delta_{r0} = 6\,E\,I_c\left[\frac{V_{r-1}\,\nu_{r-1}}{l_r} - \right.$$

$$\left. - V_r\,\nu_r\left(\frac{1}{l_r} + \frac{1}{l_{r+1}}\right) + \frac{V_{r+1}\,\nu_{r+1}}{l_{r+1}}\right].$$

Pentru determinarea momentelor în contravîntuiri se aplică ecuaţia celor cinci momente (2) pentru fiecare reazem intermediar, obţinîndu-se în final un sistem de ecuaţii.

Pentru simplificarea scrierii ecuaţiilor s-a notat

$$S = \frac{6E\,I_c}{l^3}.$$

Ecuaţiile au forma:

$$\begin{aligned} \alpha_1 M_1 + \beta_1 M_2 + \gamma_1 M_3 + \ldots &= A_1 \\ \alpha_2 M_1 + \beta_2 M_2 + \gamma_2 M_3 + \ldots &= A_2 \qquad (4) \\ \alpha_3 M_1 + \beta_3 M_2 + \gamma_3 M_3 + \ldots &= A_3. \end{aligned}$$

. . . .

După rezolvarea sistemului de ecuaţii şi aflarea momentelor pe reazemele contravîntuirii, se trece la determinarea reacţiunilor pe reazeme, care se află adunînd la reacţiunile provenite din forţele V_0, V_1.... aplicate direct pe reazeme, reacţiunile datorite momentelor din deschiderile adiacente reazemelor.

Reacţiunile finale luate cu semn schimbat sînt chiar forţele care acţionează asupra cadrelor transversale la nivelul riglelor, ca urmare a conlucrării spaţiale dintre contravîntuiri şi cadre.

Avînd în vedere că la proiectarea halelor industriale intervin diferite cazuri de contravîntuiri, în funcţie de mărimea traveei, cît şi de rigiditatea reazemelor, se pune problema studierii cîtorva grinzi continue pe reazeme elastice.

În figura 3 sînt arătate opt scheme de grinzi continue care se pot ivi mai des în proiectare şi care au fost rezolvate în lucrarea de faţă.

În tabela 1 a sînt arătate ecuaţiile de continuitate pentru trei scheme de grinzi continue (schema 1—3), cu deschideri egale, cît şi cu tasările reazemelor egale.

În tabela 1 b sînt arătate ecuaţiile de continuitate pentru opt scheme de grinzi continue, cu deschideri egale (schemele 1—3), cît şi cu deschideri neegale (schemele 4—8); în ambele cazuri tasările ν ale reazemelor sînt diferite.

III. APLICAŢII

Exemplul I

Se consideră structura din figura 1. Să se determine momentele încovoietoare în contravîntuiri şi în stîlpii cadrului 2, ţinînd seamă de conlucrarea spaţială dintre cadre şi contravîntuiri; $P_1 = 4$ tf; $P_2 = 5$ tf.

1. *Reacţiile orizontale date de podurile rulante pe stîlpii 1 şi 2*, considerînd grinda de frînare simplu rezemată, sînt

$$R_1 = \frac{4 \times 7}{12} = 2{,}33 \text{ tf}$$

$$R_2 = 5 + \frac{4 \times 5}{12} = 6{,}67 \text{ tf.}$$

2. *Forţele V de fixare la partea superioară a stîlpilor*, în ipoteza că reazemele nu se deplasează, sînt:

$$V_1 = \frac{2{,}33\,(15-4)^2\,(2 \times 15 + 4)}{2 \times 15^3} = 1{,}42 \text{ tf}; \quad V_2 = 4{,}06 \text{ tf};$$

$$V_0 = V_3 = V_4 = 0.$$

Fig. 3. Scheme de contravîntuiri longitudinale, cu încărcările V_0, V_1 . . date de stîlpi

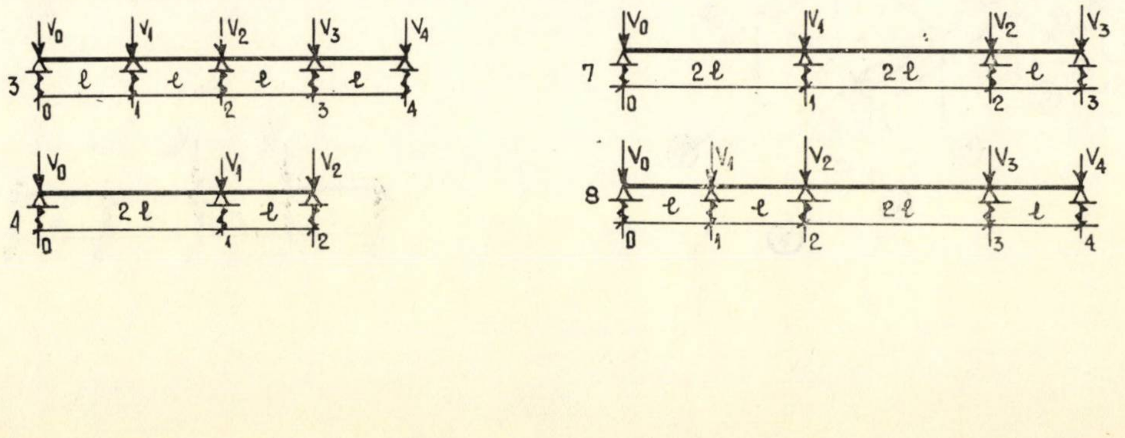


Tabela 1 a

Expresiile de calcul pentru coeficienţii $\alpha_1, \ldots \beta_1, \ldots \gamma_1, \ldots A_1 \ldots$ pentru cazul halelor cu rigidităţile cadrelor transversale egale ($\nu_0 = \nu_1 = \nu_2 = \ldots = \nu$)

Schema contravîntuirii	Coeficienţii ecuaţiilor			
	$\alpha_1 \ldots$	$\beta_1 \ldots$	$\gamma_1 \ldots$	$A_1 \ldots$
1	$4 + 6S\nu$	—	—	$-Sl\nu(V_0 - 2V_1 + V_2)$
2	$4 + 6S\nu$	$1 - 4S\nu$	—	$-Sl\nu(V_0 - 2V_1 + V_2)$
	$1 - 4S\nu$	$4 + 6S\nu$	—	$-Sl\nu(V_1 - 2V_2 + V_3)$
3	$4 + 6S\nu$	$1 - 4S\nu$	$S\nu$	$-Sl\nu(V_0 - 2V_1 + V_2)$
	$1 - 4S\nu$	$4 + 6S\nu$	$1 - 4S\nu$	$-Sl\nu(V_1 - 2V_2 + V_3)$
	$S\nu$	$1 - 4S\nu$	$4 + 6S\nu$	$-Sl\nu(V_2 - 2V_3 + V_4)$

Tabela 1

Expresiile de calcul pentru coeficienţii $\alpha_1, \ldots \beta_1, \ldots \gamma_1, \ldots A_1 \ldots$ pentru cazul halelor cu rigidităţile cadrelor transversale diferite ($\nu_0 \neq \nu_1 \neq \nu_2 \neq \nu_3 \neq \nu_4$)

Schema contravîntuirii	Coeficienţii ecuaţiilor			
	$\alpha_1 \ldots$	$\beta_1 \ldots$	$\gamma_1 \ldots$	$A_1 \ldots$
1	$4 + S(\nu_0 + 4\nu_1 + \nu_2)$	—	—	$-Sl(V_0\nu_0 - 2V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
2	$4 + S(\nu_0 + 4\nu_1 + \nu_2)$	$1 - 2S(\nu_1 + \nu_2)$	—	$-Sl(V_0\nu_0 - 2V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
	$1 - 2S(\nu_1 + \nu_2)$	$4 + S(\nu_1 + 4\nu_2 + \nu_3)$	—	$-Sl(V_1\nu_1 - 2V_2\nu_2 + V_3\nu_3)$
3	$4 + S(\nu_0 + 4\nu_1 + \nu_2)$	$1 - 2S(\nu_1 + \nu_2)$	$S\nu_3$	$-Sl(V_0\nu_0 - 2V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
	$1 - 2S(\nu_1 + \nu_2)$	$4 + S(\nu_1 + 4\nu_2 + \nu_3)$	$1 - 2S(\nu_2 + \nu_3)$	$-Sl(V_1\nu_1 - 2V_2\nu_2 + V_3\nu_3)$
	$S\nu_2$	$1 - 2S(\nu_2 + \nu_3)$	$4 + S(\nu_2 + 4\nu_3 + \nu_4)$	$-Sl(V_2\nu_2 - 2V_3\nu_3 + V_4\nu_4)$
4	$24 + S(\nu_0 + 9\nu_1 + 4\nu_2)$	—	—	$-2Sl(V_0\nu_0 - 3V_1\nu_1 + 2V_2\nu_2)$
5	$24 + S(\nu_0 + 9\nu_1 + 4\nu_2)$	$4 - 2S(3\nu_1 + 4\nu_2)$	—	$-2Sl(V_0\nu_0 - 3V_1\nu_1 + 2V_2\nu_2)$
	$2 - S(3\nu_1 + 4\nu_2)$	$8 + 2S(\nu_1 + 4\nu_2 + \nu_3)$	—	$-2Sl(V_1\nu_1 - 2V_2\nu_2 + V_3\nu_3)$
6	$24 + S(4\nu_0 + 9\nu_1 + \nu_2)$	$8 - 3S(\nu_1 + \nu_2)$	—	$-2Sl(2V_0\nu_0 - 3V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
	$8 - 3S(\nu_1 + \nu_2)$	$24 + S(\nu_1 + 9\nu_2 + 4\nu_3)$	—	$-2Sl(V_1\nu_1 - 3V_2\nu_2 + 2V_3\nu_3)$
7	$32 + S(\nu_0 + 4\nu_1 + \nu_2)$	$8 - S(2\nu_1 + 3\nu_2)$	—	$-2Sl(V_0 v_0 - 2V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
	$8 - S(2\nu_1 + 3\nu_2)$	$24 + S(\nu_1 + 9\nu_2 + 4\nu_3)$	—	$-2Sl(V_1\nu_1 - 3V_2\nu_2 + 2V_3\nu_3)$
8	$8 + 2S(\nu_0 + 4\nu_1 + \nu_2)$	$2 - S(4\nu_1 + 3\nu_2)$	$S\nu_3$	$-2Sl(V_0\nu_0 - 2V_1\nu_1 + V_2\nu_2)$
	$4 - 2S(4\nu_1 + 3\nu_2)$	$24 + S(4\nu_1 + 9\nu_2 + \nu_3)$	$8 - 3S(\nu_2 + \nu_3)$	$-2Sl(2V_1\nu_1 - 3V_2\nu_2 + V_3\nu_3)$
	$2S\nu_2$	$8 - 3S(\nu_2 + \nu_3)$	$24 + S(\nu_2 + 9\nu_3 + 4\nu_4)$	$-2Sl(V_2 v_2 - 3V_3\nu_3 + 2V_4\nu_4)$

Obs. Coeficienţii $\alpha_1, \ldots \beta_1, \ldots \gamma_1 \ldots A_1 \ldots$ se introduc în ecuaţiile (4)

3. *Săgeata* ν *a cadrelor*, la nivelul riglei, pentru o forţă egală cu unitatea*

$$\nu_0 = \nu_1 = \ldots = \nu_4 = \nu$$

$$\nu = \frac{15^3}{3 \times 2 \times 10 \times \mathrm{E}} = \frac{56,2}{\mathrm{E}}.$$

4. *Momentele în contravîntuiri* se determină cu ajutorul ecuaţiilor (4) ai căror coeficienţi $\alpha_1, \ldots \beta_1, \ldots$ etc. se obţin din tabela 1 a, schema 3, valoarea lui S fiind:

$$S = \frac{6 \times 2 \times 1 \times \mathrm{E}}{12^3} = 0,00695\ E.$$

Ţinînd seamă de coeficienţii stabiliţi mai sus, sistemul de ecuaţii devine:

$$6,34\ M_1 - 0,56\ M_2 + 0,39\ M_3 = -5,71$$
$$-0,56\ M_1 + 6,34\ M_2 - 0,56\ M_3 = +31,4$$
$$0,39\ M_1 - 0,56\ M_2 + 6,34\ M_3 = -19$$

pentru care

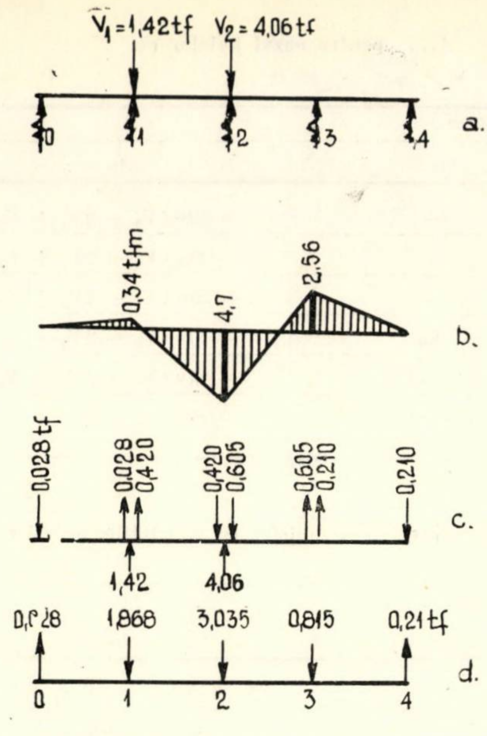
$M_1 = -0,34$ tfm; $M_2 = +4,7$ tfm; $M_3 = -2,56$ tfm.

În figura 4 sînt arătate: diagrama momentelor încovoietoare în contravîntuire, reacţiunile pe reazeme, cît şi forţele care acţionează asupra cadrelor.

5. *Momentele încovoietoare în cadrul 2*, ţinînd seama de conlucrarea spaţială, sînt arătate în figura 5. În figura 6 sînt

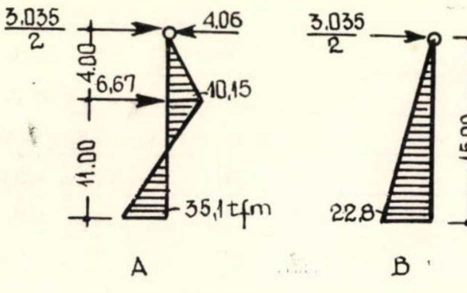
---

* Anexa 1.



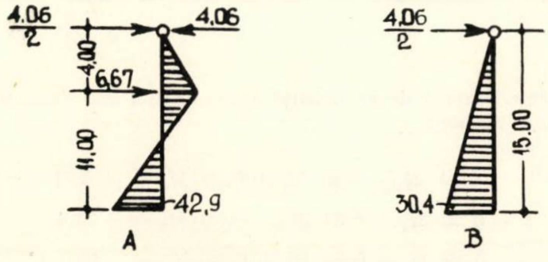
V_1=1,42tf
V_2=4,06tf
0
1
2
3
4
a.
0,34 tfm
4,7
2,56
b.
0,028 tf
0,028
0,420
0,420
0,605
0,605
0,210
0,210
c.
1,42
4,06
0,028
1,868
3,035
0,815
0,21tf
d.
0
1
2
3
4

Fig. 4. a. Schema contravîntuirii cu încărcările date de stîlpi; **b.** momente încovoietoare în contravîntuire; **c.** reacții în reazemele contravîntuirii din momente și din forțele V; **d.** forțele care acționează asupra cadrelor



3,035/2
4,06
4,00
6,67
10,15
11,00
35,1 tfm
3,035/2
15,00
22,8
A
B

Fig. 5. Momente în ipoteza conlucrării spațiale



4,06/2
4,06
4,00
6,67
11,00
42,9
4,06/2
15,00
30,4
A
B

Fig. 6. Momente în ipoteza solicitării plane

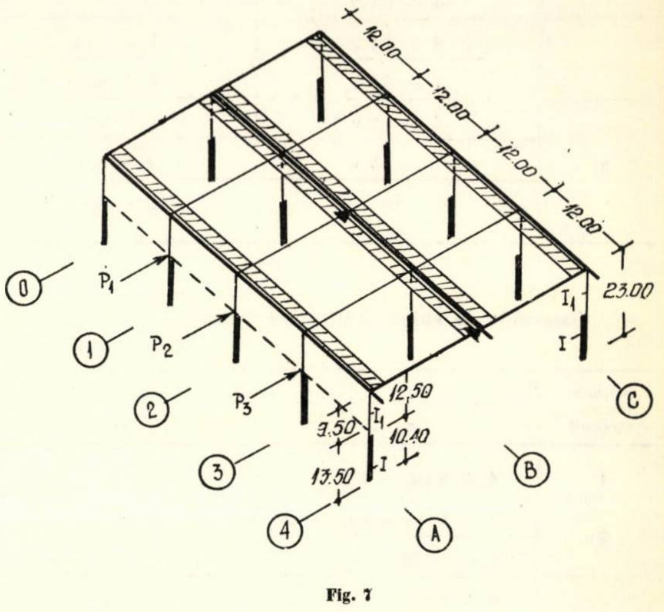
arătate momentele încovoietoare în același cadru, în ipoteza solicitărilor plane.

Din cele de mai sus rezultă că, în ipoteza conlucrării spațiale, momentele încovoietoare la baza stîlpilor cu încărcări date de podurile rulante, sînt mai mici decît în cazul solicitării plane. Reducerea în acest caz este de 22%.

Exemplul II

Se consideră un tronson dintr-o hală (fig. 7). Forțele orizontale date de podurile rulante sînt: $P_1 = 11,3$ tf, $P_2 = 22,3$ tf, $P_3 = 14,3$ tf.

Să se calculeze momentele încovoietoare în contravîntuiri și în stîlpii cadrului 2, luînd în considerare conlucrarea spațială. Datele de calcul sînt arătate în tabelele 2 și 3.



12,00
12,00
12,00
12,00
23,00
I_1
I
0
1
2
3
4
P_1
P_2
P_3
12,50
10,40
3,50
13,50
I_1
I
A
B
C

Fig. 7

Tabela 2

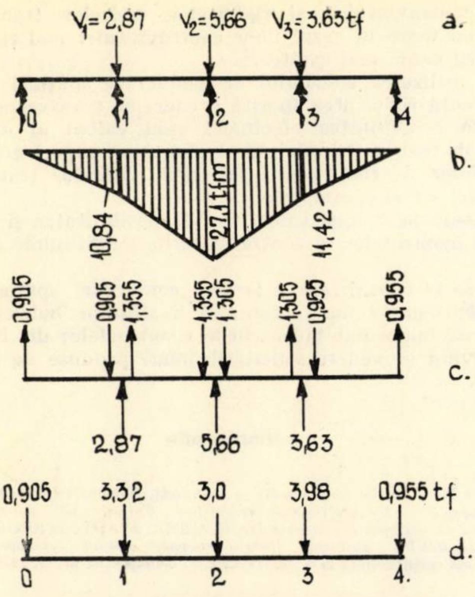
Stîlpul	Momentul de inerție		$n = \frac{I - I_1}{I_1}$	Rigiditatea * stîlpului	Momentul de inerție al contravîntuirilor I_c
A	I_1	1,43	5,7	$\frac{E}{8,2 \times 10^8}$	4 × 0,955 = = 3,82
B	I	9,6			
C	I_1	1	3	$\frac{E}{15,15 \times 10^8}$	
	I	4			

* Rigiditatea unui stîlp este mărimea forței care, aplicată la capătul superior al stîlpului încastrat la bază și liber sus, produce o deplasare orizontală a capătului superior, egală cu unitatea.

Tabela 3

Cadrul	Forța de fixare V tf	Rigiditatea * cadrului	Săgeata cadrului ν
0	0	$\frac{E}{3,23 \times 10^8}$	$\frac{3,23 \times 10^8}{E}$
1	2,87	$\frac{E}{3,23 \times 10^8}$	$\frac{3,23 \times 10^8}{E}$
2	5,66	$\frac{E}{5,32 \times 10^8}$	$\frac{5,32 \times 10^8}{E}$
3	3,63	$\frac{E}{3,23 \times 10^8}$	$\frac{3,23 \times 10^8}{E}$
4	0	$\frac{E}{5,32 \times 10^8}$	$\frac{5,32 \times 10^8}{E}$

* Rigiditatea unui cadru este egală cu suma rigidităților stîlpilor cadrului.



V_1=2,87
V_2=5,66
V_3=3,63tf
a.
0
1
2
3
4
b.
10,84
27,1 tfm
11,42
0,905
0,905
1,355
1,355
1,305
1,505
0,955
0,955
c.
2,87
5,66
3,63
0,905
3,32
3,0
3,98
0,955 tf
d.
0
1
2
3
4

Fig. 8. a. Schema contravîntuirii cu încărcările date de stîlpi; b. momente încovoietoare în contravîntuire; c. reacţii în reazemele contravîntuirii, din momente şi din forţele *V*; d. forţele care acţionează asupra cadrelor

1. Calculul momentelor în contravîntuiri.

Se aplică ecuaţiile (4) cu coeficienţii din tabela 1 b, schema 3

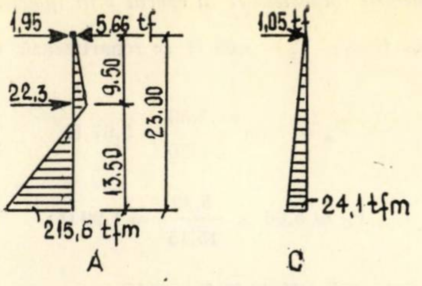
$$S = \frac{6 \times 3{,}82 \times E}{1{,}2^3 \times 10^9} = 1{,}33 \times 10^{-8} \cdot E.$$

Sistemul de ecuaţii este:

$$32{,}6\,M_1 - 21{,}7\,M_2 + 4{,}3 M_3 = -\;184$$
$$-21{,}7\,M_1 + 40{,}9\,M_2 - 21{,}7\,M_3 = +\,625$$
$$7{,}07\,M_1 - 21{,}7\,M_2 + 35{,}3\,M_3 = -\,107$$

pentru care:

$$M_1 = 10{,}84 \text{ tfm};\; M_2 = 27{,}1 \text{ tfm};\; M_3 = 11{,}42 \text{ tfm}.$$



1,95
5,66 tf
1,05tf
22,3
9,50
23,00
13,50
215,6 tfm
A
C
24,1tfm

Fig. 9. Momente în ipoteza conlucrării spaţiale

În figura 8 este arătată diagrama momentelor încovoietoare în contravîntuire.

2. *Momentele încovoietoare în cadrul 2 în ipoteza conlucrării spaţiale.*

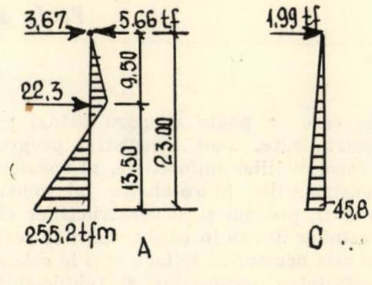
Forţa 3 tf care se aplică în reazemul 2 (fig. 8 d) se repartizează la cei doi stîlpi ai cadrului 2, proporţional cu rigiditatea lor. Astfel:

$$P_A = 3 \times \frac{5{,}32}{8{,}20} = 1{,}95 \text{ tf}$$

$$P_C = 3 \times \frac{5{,}32}{15{,}15} = 1{,}05 \text{ tf}.$$

Momentele încovoietoare care rezultă sînt arătate în figura 9.

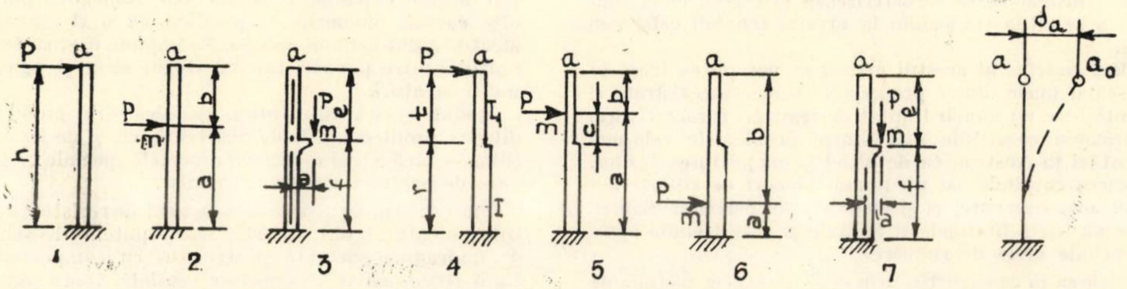
Fig.10. Momente în ipoteza solicitării plane



3,67
5,66tf
1,99tf
22,3
9,50
23,00
13,50
255,2tfm
A
45,8
C

Anexa 1

Expresiile săgeţilor stîlpilor încastraţi la bază şi liberi la partea superioară



P
a
h
m
b
e
f
t
I
I_1
c
d_a
a_0
1
2
3
4
5
6
7

Cazul 1 $\quad Ey\,\delta_{aa} = \dfrac{Ph^3}{3}$

„ 2 $\quad EI\delta_{am} = \dfrac{Pa^2}{6}(3\,h - \mathrm{a})$

„ 3 $\quad EI\delta_{am} = Paf\left(\dfrac{f}{2} + e\right)$

„ 4 $\quad EI\delta_{aa} = \dfrac{P}{3}(h^3 + t^3 n)$

Cazul 5 $\quad EI\delta_{am} = \dfrac{P}{6}\,[\mathrm{a}^2(2\mathrm{a}+3b) + c^2 n\,(2\,c + 3\,b)]$

„ 6 $\quad EI\,\delta_{am} = \dfrac{Pa^2}{6}(3\,h - \mathrm{a})$

„ 7 $\quad EI\,\delta_{am} = Paf\left(\dfrac{f}{2} + e\right)$

unde

$$n = \frac{I - I_1}{I_1}$$

3. *Momentele încovoietoare în cadrul 2 în ipoteza solicitării plane.*

Forța de fixare $V_2 = 5{,}66$ tf se repartizează la cei doi stîlpi.

$$P_A = 5{,}66 \times \frac{5{,}32}{8{,}20} = 3{,}67 \text{ tf}$$

$$P_C = 5{,}66 \times \frac{5{,}32}{15{,}15} = 1{,}99 \text{ tf};$$

iar momentele sînt arătate în figura 10.

Comparînd rezultatele obținute în cele două ipoteze de calcul, se vede că momentul încovoietor la baza stîlpului *A* este mai mic în ipoteza conlucrării spațiale decît cel rezultat în ipoteza solicitării plane, cu 18,4 %.

IV. CONCLUZII

Conlucrarea spațială dintre cadre și contravîntuiri contribuie la reducerea momentelor încovoietoare de la baza stîlpilor încărcați cu forțe din podurile rulante. Această reducere de momente este în funcție de raportul dintre rigiditatea contravîntuirii și rigiditatea cadrelor transversale, fiind mai mare în cazul unor contravîntuiri mai rigide, cît și pentru cadre mai zvelte.

Prin utilizarea calculului de conlucrare spațială se pune în evidență rigiditatea sporită a cadrelor transversale, dînd totodată posibilitatea efectuării unui calcul al deplasării orizontale reale a stîlpului, la nivelul tălpii superioare a grinzilor căilor de rulare, atît în cazul cadrelor transversale complete, cît și incomplete.

De asemenea, acest calcul mai dă posibilitatea și a determinării momentelor în contravîntuirile longitudinle ale halelor.

Luarea în considerare a acestei conlucrări spațiale duce la dimensionarea mai economică a stîlpilor halelor. Acest lucru este important îndeosebi în cazul halelor din industria grea, avînd în vedere solicitările mari produse de podurile rulante.

Bibliografie

[1] Mazilu P. – *Statica construcțiilor* – București, Editura tehnică, 1959.
[2] Novotny J. – *Un problème de répartition d'efforts par les contreventements d'une charpente métallique de hall.* ACIER, STAHL, STEEL nr. 2, 1960.
[3] Apostoleanu P. – *Influența tasării reazemelor asupra grinzilor continue.* Industria construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 3, 1956.

Tendințe moderne în construcții în Austria*

Prof. dipl. ing. dr. Robert Krapfenbauer
Viena — Austria

În Austria, care se poate număra astăzi printre țările puternic industrializate, s-au înregistrat progrese deosebite în domeniul construcțiilor industriale, al construcțiilor energetice, al construcțiilor hidrotehnice, al construcțiilor de drumuri și poduri, precum și al construcțiilor civile. Pentru rezolvarea sarcinilor din ce în ce mai mari ce revin sectorului de construcții este necesar să se facă apel la cele mai moderne procedee. Activitatea inginerilor și tehnicienilor austrieci din industria construcțiilor, industria siderurgică și metalurgică, fabricile producătoare de elemente de beton și în special din institutele de cercetări din toate ramurile economiei legate de construcții, se caracterizează printr-un efort continuu de a se situa totdeauna la nivelul tehnicii celei mai avansate.

În cadrul restrîns al acestui articol se vor putea trece în revistă numai unele dintre progresele tehnice înregistrate și să se menționeze un număr limitat de realizări caracteristice.

Prefabricarea constituie una dintre problemele cele mai actuale astăzi în Austria, ca de altfel în majoritatea țărilor. Prefabricarea cuprinde azi nu numai blocuri de zidărie din beton sau ancadramente, ci și elemente de pereți și planșee executate cu toate finisajele și anexele și care trebuie montate cu utilaje grele de ridicare.

Prefabricarea în construcții, prin care înțelegem metoda de execuție a unei construcții prin asamblarea pe șantier a elementelor prefabricate produse în serie, fără a fi necesar să se modifice forma, dimensiunile sau alcătuirea acestora, cunoaște o răspîndire tot mai mare în construcția de locuințe, dar și în sectorul construcțiilor industriale.

În special, pentru execuția construcțiilor din panouri mari există în prezent în Austria un număr de șapte firme a căror producție totalizează circa 5 500 apartamente prefabricate pe an. În Austria se preferă structurile alcătuite din panouri mari celor de tip celular (structuri alcătuite din celule de locuit spațiale integral prefabricate, transportate pe șantier cu mijloace de transport de tip greu), datorită faptului că primele prezintă o mai mare flexibilitate.

Aceste panouri uzinate se livrează, de regulă, avînd montate instalațiile de apă, electrice și de încălzire, precum și ușile și ferestrele respective; deseori panourile se prezintă tencuite sau placate. Gradul de finisare a fiecărui produs în parte poate varia, dar în general se respectă principiile mai sus enunțate.

Panourile se alcătuiesc, în unele cazuri, dintr-un strat de beton greu peste care se aplică diverse straturi izolante din materiale ușoare și poroase, ca de exemplu beton cu agregate din argilă expandată, beton din rumeguș, polistiren; în alte cazuri, panourile se prezintă cu o structură omogenă alcătuită din betoane ușoare. Se impune deci să facem o diferențiere între panouri într-un singur strat și panouri în mai multe straturi.

Modul acesta diferențiat de alcătuire pune inginerului diferite probleme, atît de rezistență, cît și de fizica construcțiilor — fără a mai menționa aspectele speciale ce se cer rezolvate de arhitect sau de economist.

Din punctul de vedere al structurii de rezistență a construcțiilor alcătuite din panouri mari, putem deosebi structuri pe diafragme portante și structuri cu comportare spațială. La o structură cu comportare spațială, toate panourile care o alcătuiesc sînt de tip portant (fig. 1).

Potrivit ultimelor date furnizate de fizica construcțiilor, apare indicat ca straturile de izolație termică să fie prevăzute către exterior. Eliminarea punților termice se realizează deseori prin prevederea unor fîșii izolatoare la exterior.

Și în ceea ce privește izolația acustică față de zgomotele din interior s-a constatat efectul favorabil al spațiilor de aer sau al straturilor din diverse materiale moi, prevăzute între straturile dure din care sînt alcătuite plăcile.

Panourile mari din beton greu, cu un grad avansat de finisare, sînt produse în Austria — în principal — de către firmele Montagebau-System Camus și Mischek und Porr; panouri din betoane ușoare sau alte tipuri similare sînt produse de către firmele Universale, Hartl, Rella, WAG-Thermocrete și Südbau-Schleussnerbau. Firmele sus menționate

---

* Comunicare prezentată în cadrul zilelor tehnico-științifice austriece, București, aprilie 1967.

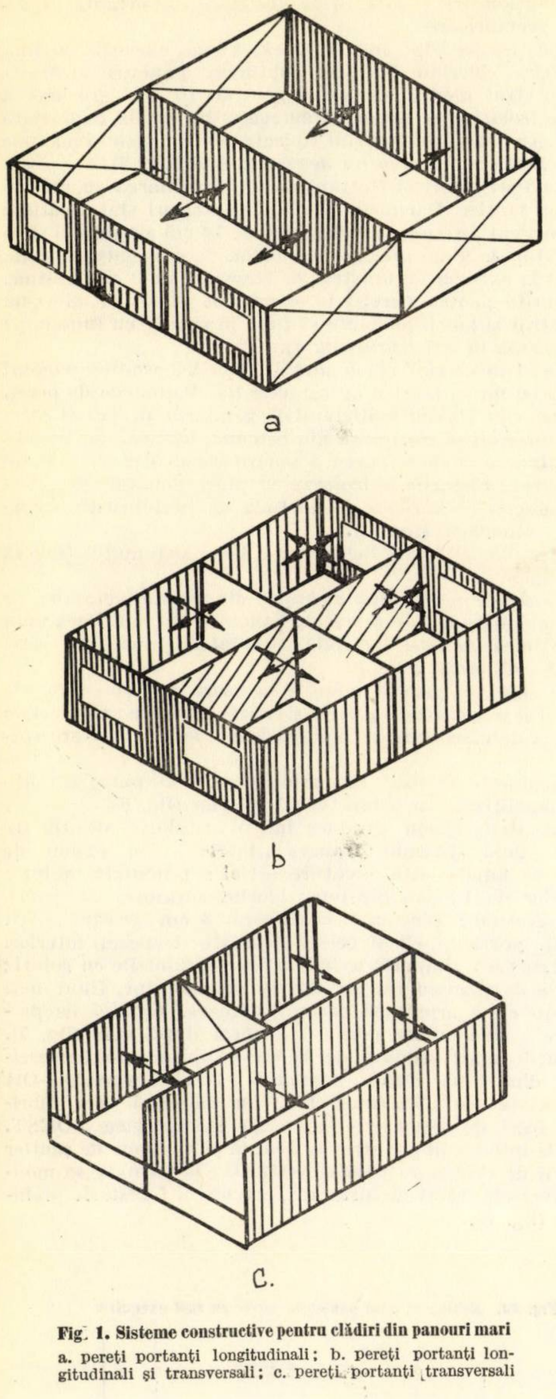
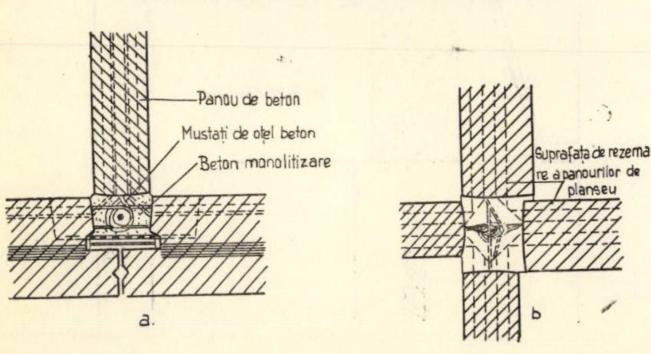


Fig. 1. Sisteme constructive pentru clădiri din panouri mari

a. pereți portanți longitudinali; b. pereți portanți longitudinali și transversali; c. pereți portanți transversali

Fig. 2. Panouri mari – sistem Montagebau A. G. Wien

a. îmbinarea panourilor exterioare, secțiune orizontală;
b. îmbinarea panourilor interioare, secțiune orizontală.


Panou de beton
Mustați de oțel beton
Beton monolitizare
a.
Suprafața de rezemare a panourilor de planșeu
b

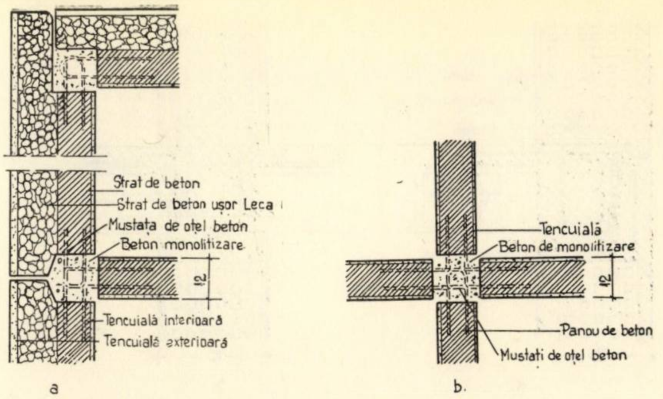

Strat de beton
Strat de beton ușor Leca
Mustața de oțel beton
Beton monolitizare
12
Tencuială interioară
Tencuială exterioară
a
Tencuială
Beton de monolitizare
12
Panou de beton
Mustăți de oțel beton
b.

Fig. 3. Panouri mari – sistem dipl. ing. H. K. Mischek

a. îmbinarea panourilor exterioare, secțiune orizontală; b. îmbinarea panourilor interioare, secțiune orizontală

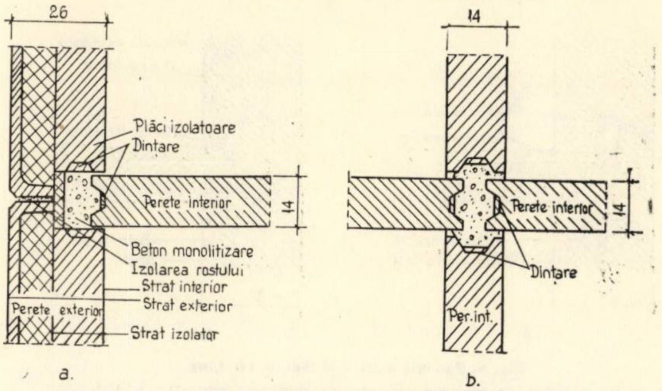

26
Plăci izolatoare
Dintare
Perete interior
14
Beton monolitizare
Izolarea rostului
Strat interior
Strat exterior
Perete exterior
Strat izolator
a.
14
Perete interior
14
Dintare
Per. int.
b.

Fig. 4. Panouri mari – sistem Porr-Rostan

a. îmbinarea panourilor exterioare, secțiune orizontală; b. îmbinarea panourilor interioare, secțiune orizontală

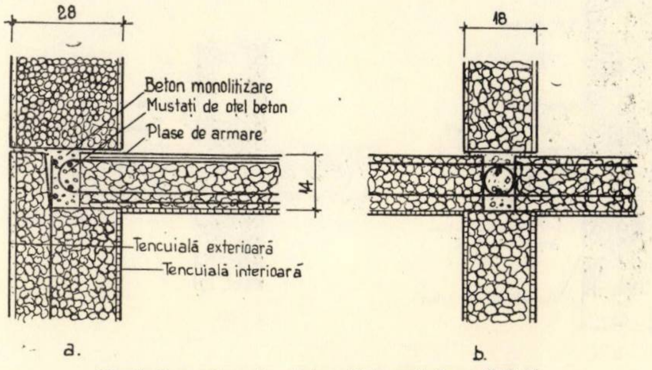
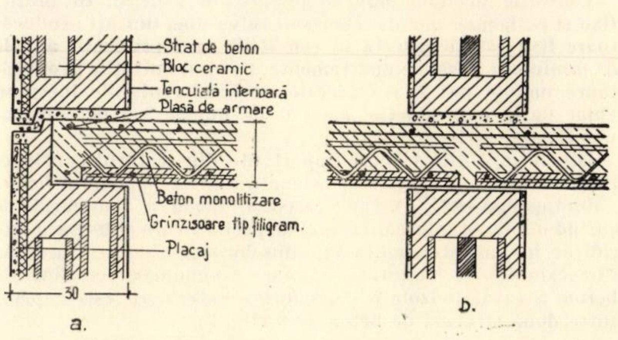

28
Beton monolitizare
Mustați de oțel beton
Plase de armare
14
Tencuială exterioară
Tencuială interioară
a.
18
b.

Fig. 5. Panouri mari – sistem Universale-Lenz Seibert

a. perete exterior cu rezemarea planșeului, secțiune verticală; b. perete portant interior cu rezemarea planșeului, secțiune verticală

Fig. 6. Panouri mari – sistem Wenzl Hartl – Costamagna

a. perete exterior cu rezemarea planșeului, secțiune verticală;
b. perete portant interior cu rezemarea planșeului, secțiune verticală


Strat de beton
Bloc ceramic
Tencuială interioară
Plasă de armare
Beton monolitizare
Grinzișoare tip filigram.
Placaj
30
a.
b.

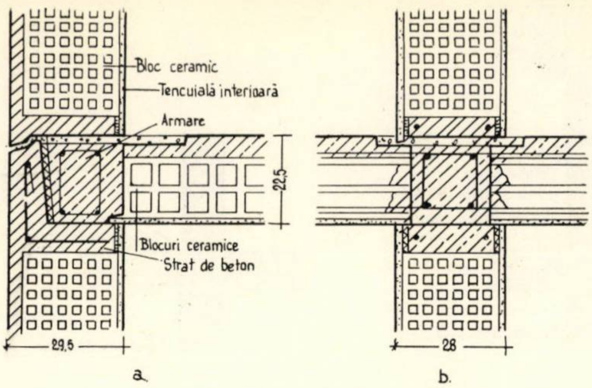


Fig. 7. Panouri mari – sistem Rella-Union Fiorio
a. perete exterior cu rezemarea planşeului, secţiune verticală; b. perete portant interior cu rezemarea planşeului, secţiune verticală

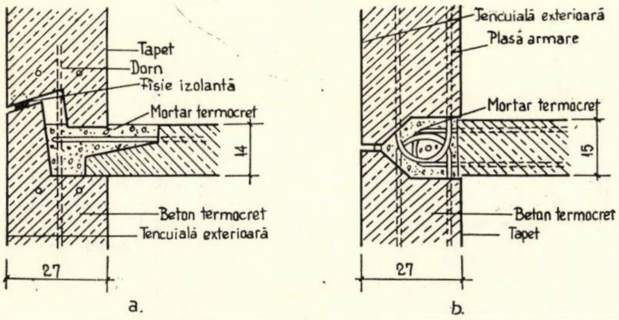


Fig. 8. Panouri mari – sistem WAG Linz
a. perete exterior cu rezemarea planşeului, secţiune verticală; b. îmbinarea panourilor exterioare, secţiune orizontală

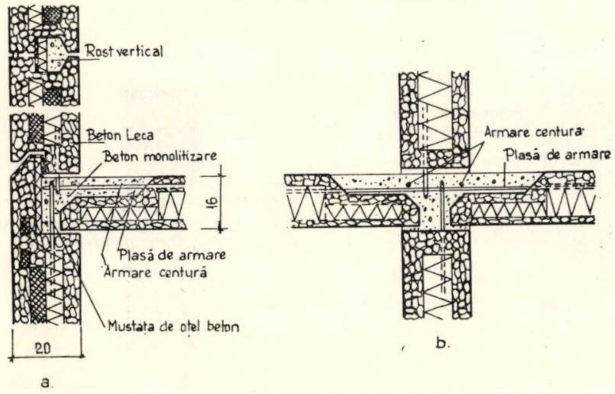


Fig. 9. Panouri mari – sistem Südbau
a. perete exterior cu rezemarea planşeului, secţiune verticală; b. perete portant interior cu rezemarea planşeului, secţiune verticală

diferă între ele în ceea ce priveşte mărimea, capacitatea de producţie şi gradul de echipare.

Unităţile producătoare se împart, în general, în fabrici fixe şi poligoane mobile. Rentabilitatea unei unităţi producătoare fixe este asigurată în condiţiile unei producţii anuale de minimum 5 000 de apartamente, pe cînd unităţile producătoare mobile pot fi considerate ca fiind rentabile începînd chiar de la o producţie anuală de numai 200 de apartamente.

Dintre unităţile vieneze importante din sectorul construcţiilor de locuinţe trebuie menţionată fabrica Stadlau a firmei ,,Montagebau AG'' Viena; aceeaşi firmă a inaugurat de curînd o a doua fabrică. Gradul de prefabricare şi finisare este ridicat, iar calitatea înaltă a produselor asigurată prin precizia dimensiunilor şi modul de îmbinare a panourilor cu dinţi de beton. Stratul de izolaţie a panourilor exterioare este cuprins între două straturi de beton greu (fig. 2)

Se menţionează şi alte firme austriece importante în domeniul prefabricării.

Fabrica firmei Dipl. ing. Mischek, Viena, execută, pe linii tehnologice, lucrînd în flux continuu, panouri alcătuite dintr-un strat median de beton greu de 10 cm grosime şi strat de izolaţie din beton cu agregate din argilă expandată de tip Leca; panourile nu sînt tipizate, au dimensiuni maxime de 6 × 3 m şi greutatea nu depăşeşte 6 tf (fig. 3).

Firma Porr (Durisol-Rostan) combină uzinarea cu preturnarea pe şantier. Panourile de pereţi exteriori sînt alcătuite dintr-un strat interior de beton greu de 14 cm grosime şi stratul izolator de 9 cm grosime din beton de rumeguş de lemn, protejat la exterior cu un strat de tencuială de 3 cm grosime.

Panourile pentru pereţii interiori sînt alcătuite dintr-un singur strat şi pot fi portante sau nu, în raport cu funcţia pe care o ocupă în structură (fig. 4).

Firma ,,Universale'' Hoch- und Tiefbau AG produce panouri de tip greu într-o fabrică cu caracter fix. Panourile de pereţi şi planşee sînt alcătuite diferenţiat: panourile de pereţi exteriori şi interiori se realizează din betoane uşoare, iar panourile de planşeu din beton greu. Panourile se alcătuiesc dintr-un singur strat; rosturile se izolează cu plăci poroase dure. Sistemul descris se bazează pe metoda de prefabricare Lenz-Seibert, München (fig. 5).

Fabrica Wenzl Hartl lucrează pe baza sistemului francez Costamagna.

Panourile de pereţi sînt alcătuite din blocuri ceramice cu goluri, înglobate în beton armat. Panourile au înălţimea unui etaj; lăţimea lor este variabilă. Greutatea panourilor este, în medie, de circa 2 t.

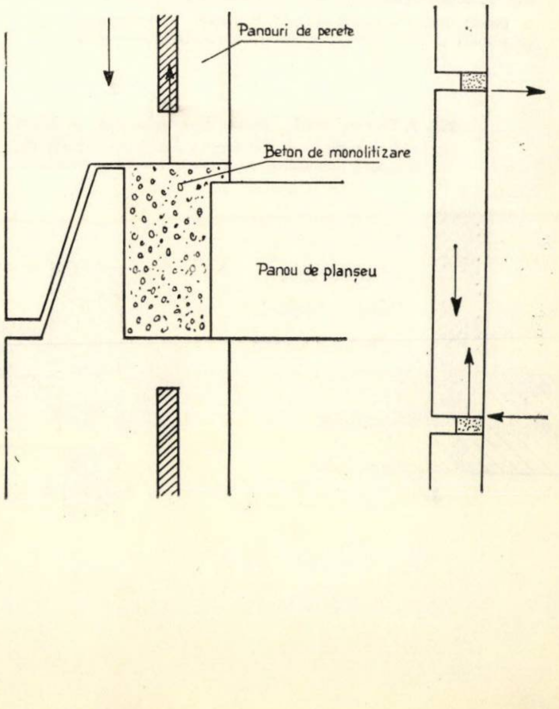
La turnare se prevăd golurile necesare pentru diversele instalaţii şi se betonează prizele şi dozele electrice; conductele de apă şi de canalizare se montează în blocuri sanitare speciale.

Planşeul este realizat din grinzişoare juxtapuse, tip filigran, monolitizate cu beton turnat ulterior (fig. 6).

Firma Rella-Union produce într-o instalaţie de tip fix panouri după sistemul francez ,,Fiorio''. Un panou de perete de faţadă este alcătuit astfel: tencuială de ipsos la interior de 1,5 cm grosime; blocuri ceramice cu goluri, 25 cm grosime; tencuială exterioară, 3 cm grosime. Atît panourile portante, cît şi cele neportante de pereţi interiori au o structură similară, avînd la bază cărămizile cu goluri; panourile de planşeu sînt de un tip asemănător, fiind însă prevăzute cu o armătură corespunzătoare. Gradul de prefabricare a elementelor poate fi adaptat după voie (fig. 7).

Panourile mari produse de WAG (Wohnungsaktiengesellschaft) din Linz după procedeul Meidl-Dworschak-Ott sînt alcătuite din ,,Thermocrete'', un material uşor fabricat pe bază de deşeuri de la uzinele metalurgice VÖEST. Panourile într-un singur strat se toarnă pe poligon de şantier în baterii de cofraje în poziţie verticală; la turnare se montează diversele tipuri de instalaţii, precum şi ferestrele prefabricate (fig. 8).

Fig. 10. Echilibrul unui panou de perete cu rost excentric



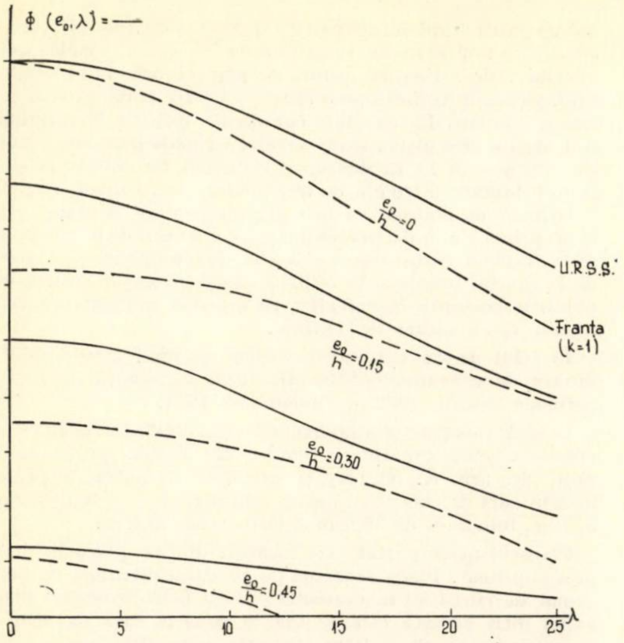


Fig. 11. Încercare de rupere funcție de zveltețe pentru diferite excentricități

Întreprinderea de construcţii Südbau-Dipl. ing. Haslinger şi Co. execută blocuri de locuinţe cu patru niveluri cu structura alcătuită din diafragme transversale portante.

Cu excepţia panourilor de planşeu, toate celelalte elemente sînt alcătuite din beton cu agregat uşor de tip Leca. Dimensiunile panourilor s-au stabilit pe baza unei reţele modulare cu pasul 1 1/3 m. Panourile sînt prevăzute pe margini cu dinţi care se îmbucă; rosturile se umplu cu beton (fig. 9).

Stabilitatea generală la vînt a construcţiilor montate din panouri este deosebit de mare; rosturile fiind monolitizate pe întreg conturul panourilor, nu apar deplasări în lungul muchiilor şi în consecinţă structura se poate considera ca un ansamblu de elemente spaţiale închise, de formă paralelipipedică. Structuri de acest tip se calculează ca sisteme articulate alcătuite din plăci dreptunghiulare cu muchii nedeplasabile; toate încărcările sînt preluate şi transmise de panouri. În cazul în care se execută construcţii din panouri mari şi în regiuni bîntuite de cutremure se obţine rezistenţa la solicitări seismice prin prevederea unor bare suplimentare de armare în rosturile dintre panouri.

Uniunea europeană pentru acordarea de agremente în construcţii îşi propune să simplifice bazele acordării agrementelor pentru noi metode de construcţii din panouri mari. Un raport întocmit în acest scop de către Commissions Techniques du Bureau Securitas se ocupă în mod detaliat cu problema capacităţii portante a panourilor de pereţi. Adesea se întîmplă ca rosturile dintre panourile ce se succed pe verticală să prezinte excentricităţi faţă de suprafaţa mediană a panourilor. Apare cu totul defavorabil ca — din motive de simplificare a calculului — să se adopte ipoteza că excentricitatea forţei normale este egală cu excentricitatea rostului (fig. 10). În scopul unei determinări cît mai exacte a excentricităţii forţei normale este necesar să se ţină seama de rigidităţile diferite ale panoului şi ale rostului.

Diferenţele ce se constată între valorile încărcărilor de rupere stabilite după diferite norme sînt puse în evidenţă de figura 11. Ele pot atinge valori considerabile în domeniul excentricităţilor medii. În consecinţă, problema capacităţii portante a panourilor de pereţi zvelte, solicitate de încărcări puternice, mai constituie obiect de studiu în numeroase ţări.

Rosturile verticale pot fi astfel alcătuite încît, practic, să nu transmită nici un fel de eforturi de forfecare de la un panou de perete la altul. În acest caz, eforturile de forfecare însumate pe înălţimea unui panou pot fi transmise numai la nivelul planşeului prin centuri care lucrează ca rigle orizontale; în anumite cazuri speciale, eforturile pot fi transmise chiar prin intermediul planşeelor lucrînd ca diafragme orizontale (fig. 12).

Avînd în vedere faptul că aceste centuri prezintă deformaţii reduse înainte de rupere, se pot stabili încărcările din vînt transmise diafragmelor verticale în ipoteza unei construcţii monolite care lucrează în domeniul elastic. În schimb însă, trebuie să ne aşteptăm la o cedare bruscă a centurilor (rupere casantă); de aceea, ele trebuie alcătuite constructiv în consecinţă.

Cercetările în domeniul capacităţii portante a panourilor mari şi a rosturilor aferente dintre ele vor duce cu siguranţă la noi progrese în ceea ce priveşte prefabricarea.

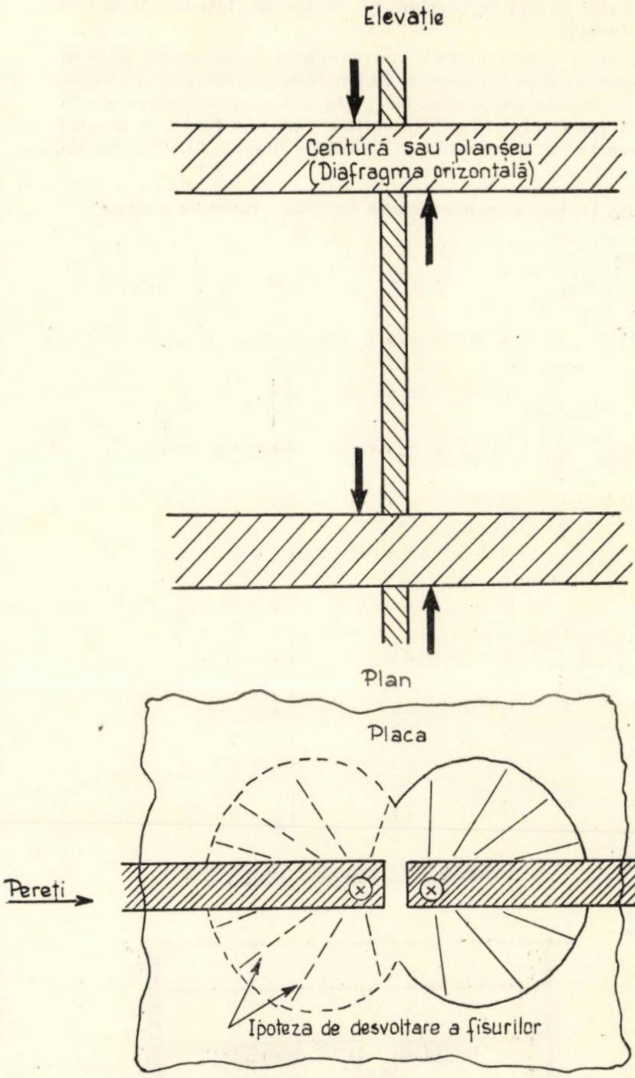
În încheiere se dau cîteva cifre pentru ilustrarea eficacităţii economice a prefabricării.

La executarea unei construcţii de locuit după procedeul Camus se consumă 1 255 ore de muncă (inclusiv fundaţiile, subsolul, instalaţiile de încălzire şi lucrările în subantrepriză); din acest total se consumă în fabrică 615 ore, adică aproximativ jumătate. Consumul de manoperă raportat la un metru cub de construcţie (luînd ca bază de comparaţie 100 pentru metodele tradiţionale) reprezintă 75 la metodele mixte (planşee şi pereţi interiori prefabricaţi, zidărie de cărămidă), 65 la structurile pe schelet şi 55 la structurile din panouri mari.

Raportat la volumul total de construcţii de locuinţe se constată o dezvoltare importantă a utilizării prefabricării la construcţia de locuinţe după 1961, respectiv: 1961 1% şi 1964 8 — 9% (estimaţie).

Se consideră drept cale de urmat, pentru sporirea eficienţei prefabricării, valorificarea deplină a potenţialului funcţional

Fig. 12. Modul de lucru al centurilor la nivelul planşeelor



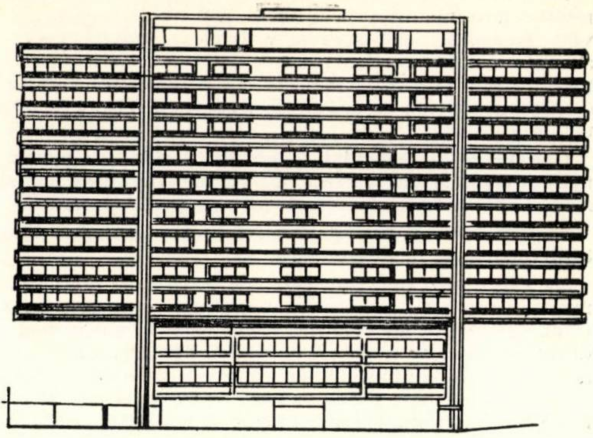


Fig. 13. Noua clădire de birouri a firmei Philips – Vedere de ansamblu

de care dispun panourile mari şi, în final, pe linia concentrării maxime în fabrică a operaţiilor, utilizarea de elemente spaţiale sub formă de celule complet finisate (încăperi, casa scărilor etc.) şi care necesită doar asamblare pe şantier.

În continuare se prezintă două realizări mai importante austriece din domeniul betonului precomprimat.

Noua clădire de birouri a firmei Philips din Viena a fost executată după planurile arhitectului prof. dr. K. Schwanzer în anii 1963—1964 ; soluţia constructivă şi calculele statice au revenit firmei Dyckerhoff şi Widmann KG din München şi autorului.

Clădirea constă dintr-o parte supraterană, avînd 50,0 m înălţime, 71,0 m lungime şi 14,0 m lăţime şi dintr-o parte subterană dispusă perpendicular pe faţada longitudinală a părţii supraterane. Intreaga structură de rezistenţă a acestei construcţii cu 12 niveluri este precomprimată. Clădirea reazemă pe patru stîlpi octogonali cu secţiunea de 4,60 m². Aceştia alcătuiesc împreună cu grinzile celor 11 niveluri cadre avînd cîte doi stîlpi. Fiecare grindă de planşeu are 71 m lungime, fiind scoasă în consolă pe o lungime de 16 m de o parte şi de alta a stîlpilor. La capetele consolelor, grinzile longitudinale sînt legate prin grinzi transversale. Grinzile primului planşeu sînt dispuse la 14 m deasupra nivelului terenului ; celelalte sînt distanţate între ele cu cîte 3,60 m pe verticală (fig. 13).

Grinzile de planşeu au fost precomprimate în etape, astfel încît prima etapă de precomprimare a grinzii de la un nivel să se suprapună peste etapa a 2-a de precomprimare a grinzii de la nivelul inferior. În felul acesta s-au putut realiza economii importante la cofraje : 10 niveluri au fost turnate cu numai două seturi de cofraje.

În felul acesta s-a putut reduce în mod considerabil şi durata de execuţie, construcţia fiind terminată de roşu în perioada aprilie 1962 — noiembrie 1963.

O altă construcţie importantă este clădirea facultăţii de chimie a şcolii superioare tehnice din Viena, proiectată de prof. dr. arh. K. Kupsky şi calculată de autor, în prezent încă în curs de execuţie ; partea supraterană are înălţimea de 51,0 m, lungimea de 35,0 m şi lăţimea de 25,0 m.

Planşeul peste parter este alcătuit dintr-o placă de beton precomprimat. Placa reazemă pe 10 stîlpi circulari de beton armat de cîte 1,50 m diametru, dispuşi în interiorul plăcii, astfel încît aceasta este scoasă în consolă faţă de stîlp de ambele părţi cu cîte 6,10 m. Distanţa între stîlpi este de 12,8 m în sens transversal şi de maximum 11,0 m în sens longitudinal. Placa este masivă şi are o grosime constantă de 1,30 m în zona centrală, subţiindu-se treptat spre capetele consolelor, unde ajunge la 70 cm (fig. 14).

Placa este încărcată la capetele consolelor de stîlpii de faţadă (distanţa între stîlpi — 2,90 m, încărcarea — 150 t pe stîlp), iar în zona centrală ea preia încărcările transmise de stîlpii mediani, a căror poziţie este deplasată în raport cu cea a stîlpilor de la parter. Încărcarea transmisă de placa de beton precomprimat la stîlpii de la parter este de cca 520 t

Fig. 14. Şcoala superioară tehnică din Viena – Facultatea de chimie

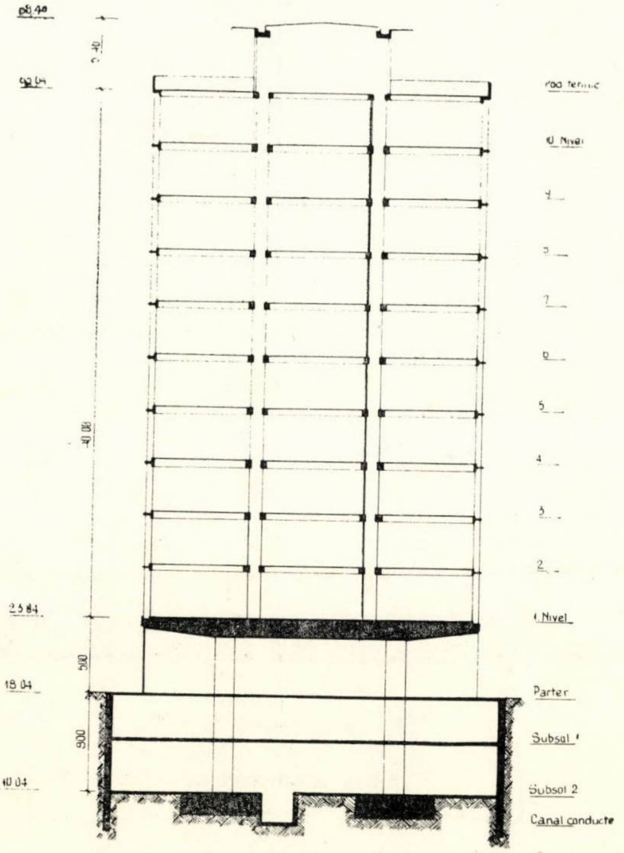
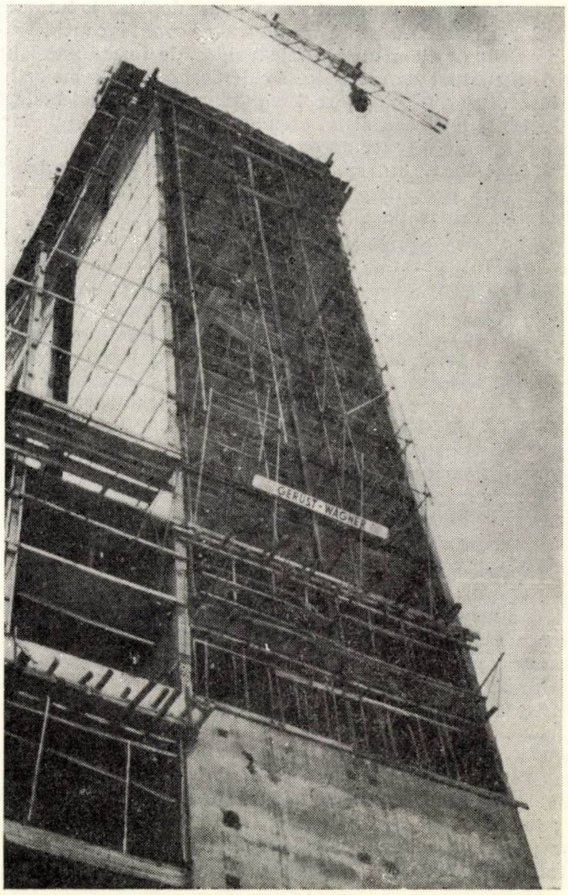


Fig. 15. Corpul „Şcolii de surori" a spitalului general din Viena, în construcţie



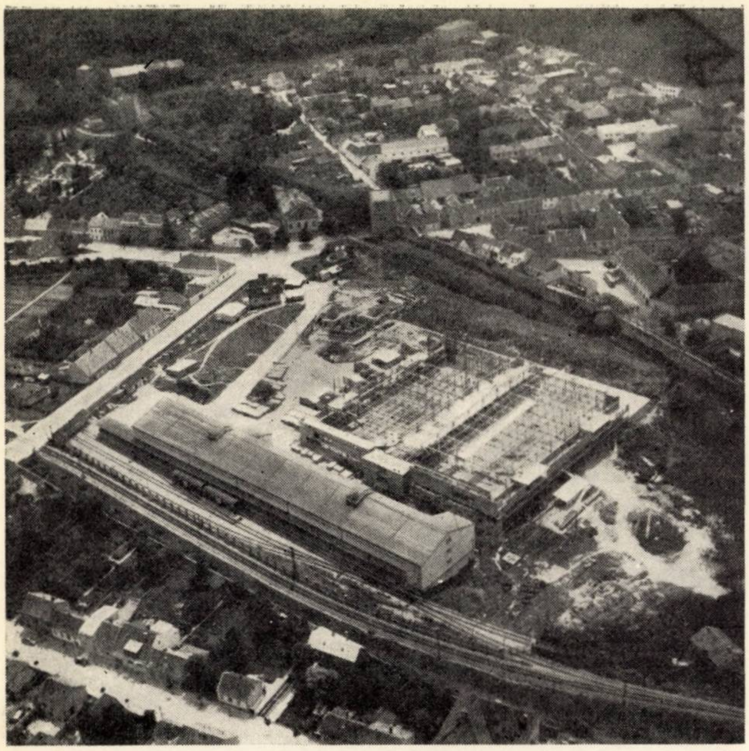


Fig. 16. Șantierul extinderii fabricii de tutun din Heinburg pe Dunăre

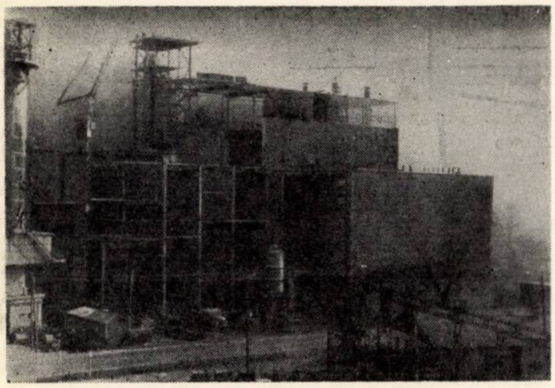
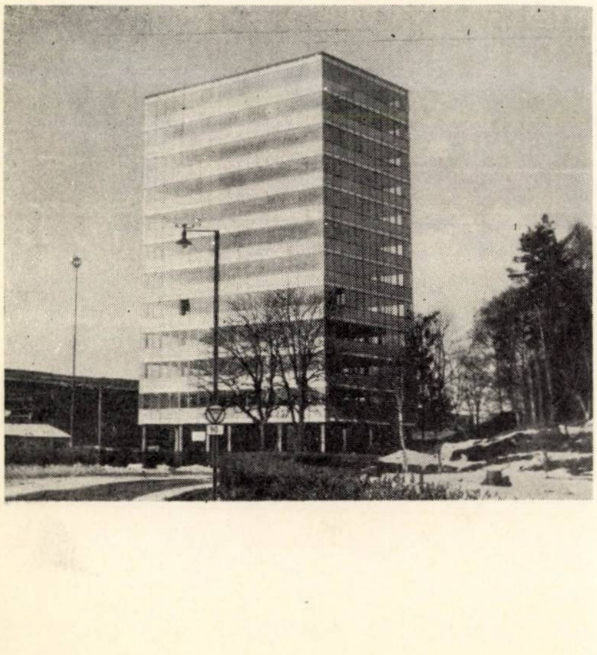
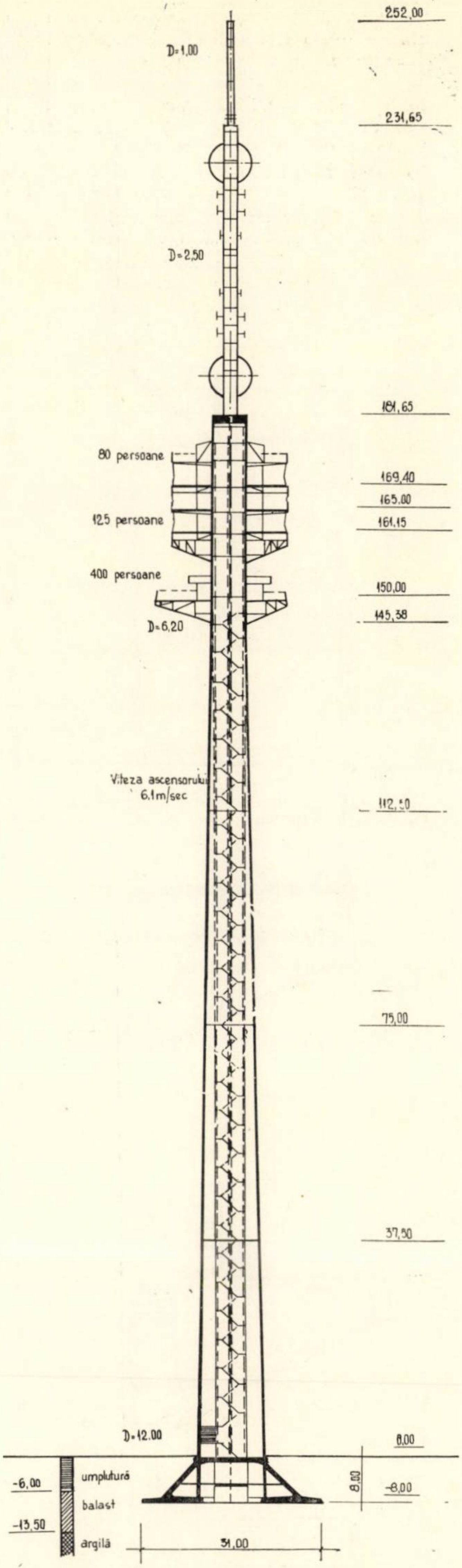


Fig. 17. Vedere generală a grupului de hale al fabricii de ciment Peggau înainte de închiderea pereților

Fig. 18. Clădirea birourilor administrative Zeltweg



→
Fig. 19. Donauturm – Elevație


252,00
D=1,00
231,65
D=2,50
181,65
80 persoane
169,40
165,00
125 persoane
161,15
400 persoane
150,00
145,38
D=6,20
Viteza ascensorului
6,1m/sec
112,50
75,00
37,50
D=12,00
0,00
umplutură
-6,00
balast
-13,50
argilă
8,00
-8,00
31,00

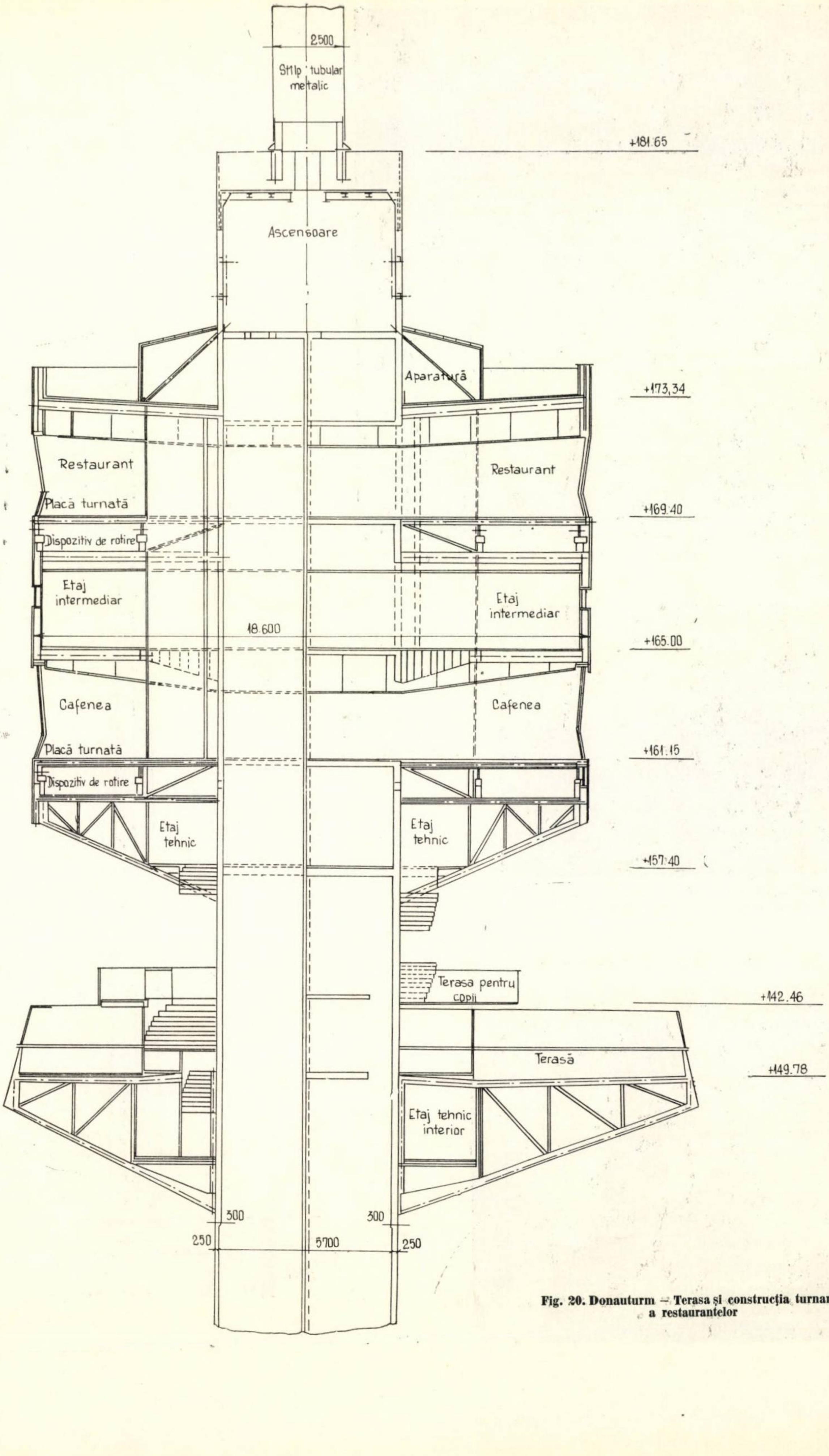

2500
Stîlp tubular metalic
+181.65
Ascensoare
Aparatură
+173,34
Restaurant
Restaurant
Placă turnată
+169.40
Dispozitiv de rotire
Etaj intermediar
Etaj intermediar
18.600
+165.00
Cafenea
Cafenea
Placă turnată
+161.15
Dispozitiv de rotire
Etaj tehnic
Etaj tehnic
+157.40
Terasa pentru copii
+142.46
Terasă
+149.78
Etaj tehnic interior
300
300
250
5700
250

Fig. 20. Donauturm – Terasa și construcția turnantă a restaurantelor

pe stîlp. Încărcarea maximă a stîlpilor de la parter este de circa 2 600 t. Placa este precomprimată longitudinal şi transversal pentru a putea prelua momentele importante de consolă şi pentru a putea transmite stîlpilor de la parter încărcările provenite de la stîlpii mediani ai suprastructurii.

Se dau în continuare cîteva exemple din sectorul construcţiilor social-culturale şi industriale, precum şi o construcţie cu caracter deosebit.

Una dintre cele mai mari şi mai importante construcţii ce se află în execuţie la Viena este spitalul general — un complex uriaş care cuprinde clinici, unităţi de cercetare, corpuri de spitalizare etc. ; acest complex spitalicesc aflat în reconstrucţie se modernizează şi se renovează pe etape.

Prima etapă de construcţie cuprindea execuţia a două cămine şi o şcoală pentru surori medicale. Această construcţie, aşa-numita ,,şcoală de surori'', este o clădire cu patru niveluri cu schelet din beton armat (înălţimea de construcţie — 21 m) peste care s-a amplasat un corp cu 17 niveluri (înălţimea de construcţie — 40 m) cu structura de rezistenţă din schelet metalic. Acest din urmă corp poartă la rîndul său, la ultimul nivel, o terasă alcătuită sub forma unei cuve din beton armat rezemată pe grinzi metalice cu axă frîntă, în care se amplasează turnurile de răcire. Planşeele şi pereţii interiori sînt alcătuiţi din elemente prefabricate ; pereţii exteriori sînt alcătuiţi din panouri de Schockbeton (fig. 15).

Şcoala de surori medicale are o arie clădită de 500 m^2 ; volumul construcţiei este de 19 500 m^3, iar greutatea totală a structurii metalice este de 200 t profile laminate din oţel marca St 37 T. Structura a fost executată de către firma specializată Waagner-Birò AG. Proiectul a fost întocmit de un grup de arhitecţi şi ingineri, autorul conducînd împreună cu ing. Höllriegel colectivul pentru calculul static.

Ca un exemplu de construcţie industrială, se prezintă ansamblul şantierului de construcţie a fabricii de tutun din Hainburg pe Dunăre ; este o veche întreprindere de stat austriacă ce a fost considerabil extinsă şi radical reconstruită în ultimii ani (fig. 16).

Noua hală de fabricaţie a fost concepută cu două deschideri. Fiecare din cele două deschideri adiacente are următoarele dimensiuni în plan : lăţime — circa 32 m, lungime — circa 72 m. Prin prevederea unui acoperiş dublu şi a unui planşeu intermediar s-au realizat două spaţii de aer cu rol de izolaţie, acestea creînd condiţiile adăpostirii sigure a producţiei de influenţa climatică a proximităţii fluviului.

Structura metalică a acoperişului a fost montată în trei etape (executant — Fa. Waagner-Birò AG). Halele sînt acoperite transversal cu cîte opt grinzi principale. Greutatea totală a structurii metalice este de 290 t ; în aceasta se cuprind rigidizările acoperişului, riglele, inclusiv aparatele de reazem, amenajarea marginilor rosturilor de dilataţie (circa 1,73 t), penele alcătuite din profile tip R şi o construcţie auxiliară alcătuită din profile laminate şi care serveşte pentru suspendarea planşeului intermediar.

Noua fabrică de ciment Portland de la Peggau/Steiermark reprezintă una din cele mai importante construcţii industriale executate în Austria în ultimii ani. Principalele faze ale procesului de producţie : instalaţia de uscare, buncărele şi instalaţiile de dozare, morile, silozurile de omogenizare, cuptoarele şi hala de clincher sînt comasate într-un singur grup de hale ce se desfăşoară pe un front de 55 m lungime.

Hala are un schelet metalic de rezistenţă, pereţii sînt alcătuiţi din plăci de azbociment ondulat, iar acoperişul din plăci de tip Durisol. Structura metalică, în varianta propusă de firma Waagner-Birò AG, are o greutate totală de 400 t ; ea include stîlpi şi grinzi scoase în consolă şi cu toate contravîntuirile cerute de verificarea la stabilitate (fig. 17).

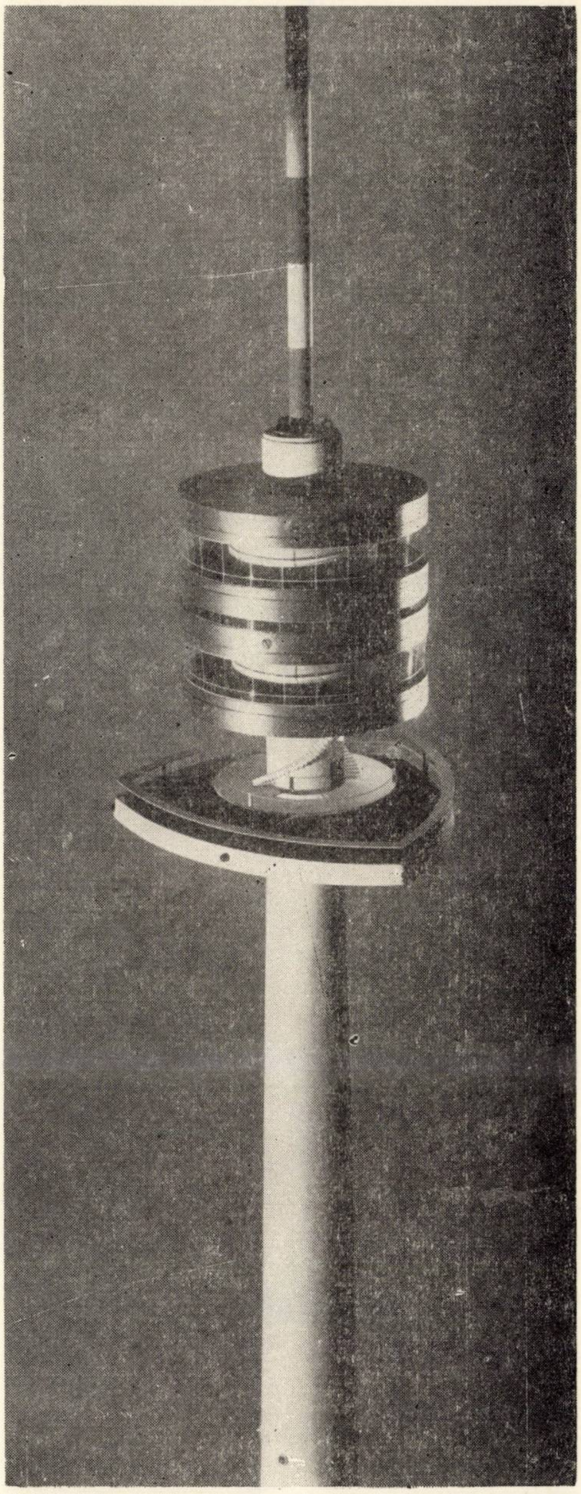
Construcţia a fost proiectată numai după o analiză atentă a tehnologiei de fabricaţie şi după coordonarea dispoziţiei în plan a utilajelor cu programul de execuţie. Conducerea lucrărilor a revenit autorului, care a putut verifica cu acest prilej încă o dată avantajele pe care le oferă o planificare precisă. Execuţia lucrărilor de roşu a durat mai puţin de 11 luni.

In cursul anilor 1959—1961 s-a executat pentru firma Oesterreichische Alpine Montangesellschaft o construcţie administrativă destinată a servi ca sediu pentru birourile fabricii Zeltweg ; proiectul a fost întocmit de către arh. ing. Donau, iar soluţia constructivă şi calculele statice au revenit autorului. Structura de rezistenţă se prezintă sub forma unui schelet metalic ale cărui părţi componente au fost livrate de către beneficiar. Planşeele, sîmburele central al clădirii, subsolul şi placa de fundaţie de 90 cm grosime au fost realizate din beton armat (fig. 18).

Construcţia are 11 niveluri şi o înălţime totală de 40,60 m. Elementul principal de rezistenţă îl constituie sîmburele central de beton armat în formă de U, care se încastrează în fundaţie şi este prevăzut la colţuri cu profile metalice pentru prinderea ulterioară a grinzilor de planşeu. Toate încărcările laterale transmise de pereţii exteriori la nucleul central, prin intermediul planşeelor, sînt transmise prin acesta la placa de fundaţie.

Scheletul metalic este alcătuit din 20 de stîlpi metalici rezemaţi articulat pe pereţii subsolului, dintre care 14 sînt

Fig. 21. Donauturm – Terasa şi restaurante – Machetă



dispuşi de-a lungul peretelui exterior, iar ceilalţi şase în interiorul clădirii. În majoritatea cazurilor, stîlpii sînt alcătuiţi din profile simple sau sudate tip IPE 300 ; fac excepţie stîlpii subsolului de 4,88 m înălţime, care au secţiune casetată 400 × 400 mm, umplută ulterior cu beton.

Distanţa dintre grinzile de planşeu este variabilă de la un nivel la altul şi anume 5,00 m, respectiv 6,25 m.

Montajul s-a efectuat cu ajutorul unei macarale căţărătoare ; printr-o coordonare corespunzătoare a lucrărilor de montare a scheletului metalic cu cele de betonare s-a putut realiza un ritm de execuţie de un etaj pe săptămînă la construcţia de roşu. Betonarea sîmburelui central s-a făcut foarte uşor, folosind pentru sprijiniri scheletul metalic montat anterior şi cele mai moderne tipuri de cofraje — grinzi metalice de confraj tip Hünnebeck und Hico, panouri de cofraj livrate de fabrica DOKA.

Pereţii exteriori s-au realizat de tip cortină din schelet metalic uşor zincat şi parapete din panouri de tablă emailată. O asemenea alcătuire a pereţilor duce la o greutate de numai circa 30 kg/m^2, faţă de 300—700 kg, în cazul unei structuri masive ; panourile de perete, inclusiv stratul de izolaţie din azbociment, au o grosime de numai 5 cm.

Se remarcă, la construcţia finisată, stîlpii metalici neprotejaţi ; această soluţie a putut fi adoptată datorită încărcării de incendiu reduse a construcţiei, de numai 11,2 kg/m^2. S-a recurs totuşi la aplicarea unei vopseli de protecţie spumante contra incendiului.

Ca o construcţie de tip special se prezintă turnul Dunărea (Donauturm) de la Viena ; executat în 1964, turnul se numără astăzi — pe drept cuvînt — printre elementele caracteristice ale oraşului.

Turnul a fost construit cu prilejul expoziţiei horticole a oraşului Viena după planurile arhitectului Lintl ; soluţia constructivă de rezistenţă şi calculele statice aparţin autorului.

Turnul se compune dintr-o fundaţie de beton armat între cotele —8,00 şi ±0,00, dintr-o construcţie tubulară tronconică de beton armat care ajunge pînă la cota 181,65 şi dintr-un stîlp metalic de 70,35 m înălţime, între cotele 181,65 şi 252,00 m (fig. 19).

Pe turn, la cotele 150 m şi 152,5 m sînt prevăzute terase ; la cota 156 se găseşte o construcţie metalică terminală care înveleşte turnul pînă la cota 176 m ; această construcţie are patru niveluri, dintre care două sînt realizate pe structuri metalice turnante : unul amenajat ca restaurant, iar altul, cafenea (fig. 20 şi 21).

Două ascensoare rapide transportă vizitatorii în numai 28 de secunde de la nivelul terenului la cota 165 m (viteza — — 6,1 m/s).

La proiectarea turnului s-au avut în vedere şi unele obiective cu caracter ştiinţific. Ca urmare, pe stîlpul metalic este prevăzută o staţie meteorologică de observaţii şi aparate necesare măsurării radioactivităţii aerului. Stîlpul susţine în plus o staţie de radio aparţinînd poliţiei, precum şi o instalaţie luminoasă de avertizare a avioanelor.

Stîlpul metalic este alcătuit sub forma unui cilindru telescopic al cărui interior este accesibil. Diametrul său variază între 2,50 m la partea inferioară şi 1,00 m la partea superioară şi este executat din tablă de oţel (fig. 22).

Grosimea tablelor de oţel ale acestei structuri, care cîntăreşte în total 52 t, variază între 18 mm, la partea inferioară, şi 8 mm, la partea superioară. La sugestia laboratorului englez de fizică (National Laboratory for Physical Research) s-au prevăzut la partea exterioară fişii de tablă înfăşurate în elice în vederea prevenirii vibraţiilor ce ar putea fi provocate de vînt.

La dimensionarea de ansamblu a structurii s-a dat o atenţie deosebită problemelor de fundaţii, acţiunii încărcării din vînt, sarcinilor seismice şi solicitărilor date de diferenţele de temperatură. Turnul a fost conceput ca o consolă încastrată elastic ; solicitările principale sînt cele date de greutatea proprie (pe direcţia verticală) şi de încărcarea din vînt (pe direcţia perpendiculară pe axa turnului).

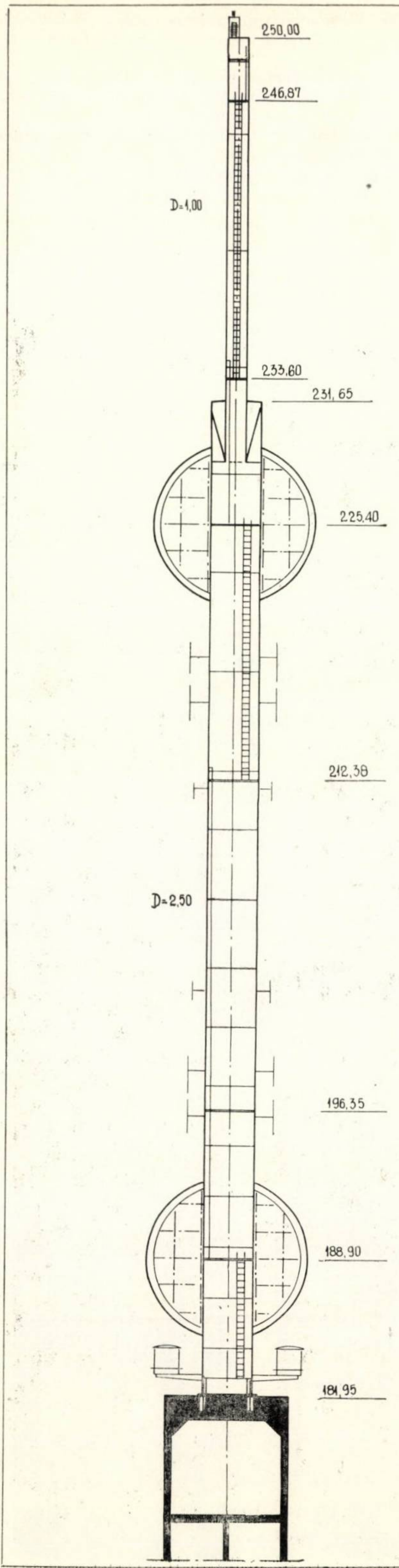


Fig. 22. Secţiune prin stîlpul metalic tubular

Agresivitatea atmosferică asupra construcţiilor de pe litoralul românesc al Mării Negre şi zonarea ei

Ing. D. Moraru şi I. Timar
INCERC

Construcţiile care se ridică pe litoralul mărilor şi oceanelor sînt supuse unui proces lent de coroziune, datorat acţiunii fizico-chimice a atmosferei respective. Variaţiile de temperatură, umiditatea relativă a aerului, tensiunea vaporilor de apă, salinitatea atmosferică, direcţia şi tăria vînturilor sînt elementele cele mai importante în funcţie de care se poate aprecia agresivitatea atmosferică a unei anumite zone costiere asupra construcţiilor.

Este deci foarte important să se ştie care este întinderea unor asemenea zone, în funcţie de factorii geografici locali, atît în lungul coastei, cît şi pe adîncimea acesteia. În unele ţări, Franţa, S.U.A., R.F.G., s-au făcut asemenea cercetări, care au dus la concluzii foarte variabile în funcţie de condiţiile locale şi de metodele de cercetare, lăţimea benzilor de litoral, pe care s-a considerat că este necesar a se lua măsuri de protecţie specială asupra construcţiilor, fiind de la caz la caz, de la ordinul a cîtorva kilometri pînă la cca 20 km.

În ţara noastră asemenea cercetări nu au fost efectuate pînă în prezent, indicaţia privind necesitatea luării unor măsuri de protecţie pe o bandă de litoral de 20 km avînd la bază consideraţii de ordin comparativ şi nefiind urmarea unor determinări directe.

O dată cu înfiinţarea în cadrul INCERC a Laboratorului de coroziune marină şi a poligonului de cercetări în mediul natural, a fost posibilă organizarea unei campanii de cercetări pe tot litoralul nostru şi pe adîncimea acestuia, începînd de la Sulina pînă la Vama Veche, campanie la care a participat şi Institutul meteorologic.

Lucrările respective s-au desfăşurat între 1965 şi 1967 şi au avut ca rezultat concluziile prezentate în articolul de faţă, în care se rezumă cercetările şi se propune o zonare a litoralului nostru, în funcţie de natura materialelor la care se referă protecţia. Faţă de indicaţiile actualmente în vigoare, rezultă că suprafaţa de litoral, care necesită măsuri speciale de protecţie a construcţiilor, este mult mai redusă datorită unor condiţii speciale geografice favorabile litoralului nostru şi anume :

— Marea Neagră este una din mările cu salinitate redusă ($18^{0}/_{00}$ în apa abisală şi circa $14^{0}/_{00}$ în apa de suprafaţă);

— prezenţa gurilor Dunării la nordul litoralului nostru, fluviu care varsă în mare circa 180 km³ apă dulce pe an, face ca salinitatea să scadă de la sudul litoralului la nordul acestuia şi implicit în aceeaşi măsură şi salinitatea atmosferică ;

— datorită unui curent de filtrare dinspre lacurile dulci litorale spre mare, se produc scăderi locale ale salinităţii apei de mare ;

— în Marea Neagră există un curent de suprafaţă cu direcţia nord-sud , care antrenează apele dulci ale Dunării de-a lungul întregii coaste, curentul salin fiind un curent de adîncime cu direcţia sud-nord.

Aerosolii care se formează din spargerea valurilor — şi care sînt antrenaţi în atmosferă de mişcările diurne de aer (briză) şi de vînturi — sînt agenţii care constituie agresivitatea chimică.

Dar şi în legătură cu mişcarea acestor microparticule, care sînt nuclee de microcristale de săruri şi micropicături de apă (0,01 μ), există condiţii favorabile pe litoralul nostru şi anume :

— briza produce deplasări de aer dinspre larg spre coastă numai ziua (orele 9—18), iar frecvenţa vînturilor dinspre mare este de numai 35 % ;

— zilele cu ceaţă şi precipitaţii atmosferice sînt reduse ca număr pe litoralul românesc ;

— regimul radiaţiilor solare este foarte intens, durata strălucirii soarelui depăşind 50 % din timp ;

— temperatura minimă de —5°C, care se produce în banda de umezeală relativă a aerului mai mare decît 80 %, nu poate provoca o distrugere rapidă a scheletului microporos al unor materiale (beton, tencuieli).

Există totuşi unele elemente nefavorabile care necesită, chiar în condiţiile sus-menţionate, să se ia măsuri de prevedere pentru protecţia construcţiilor. Astfel : — aerosolii, deşi conţin o salinitate redusă, prin îndelungata lor depunere în porii de pe suprafaţa materialelor, pot duce, în condiţiile unei umezeli relative permanente a aerului pe întregul litoral (fig. 1) mai mare ca 80 %, la o concentrare a lor, deci la o agresivitate pronunţată ;

— prezenţa Deltei Dunării, o suprafaţă de apă foarte întinsă (5 050 km²) contribuie la întreţinerea unei stări de umezeală accentuată permanentă la nordul litoralului nostru şi care trebuie corelată cu direcţia dominantă a vînturilor dinspre NE ;

— tensiunea vaporilor este mare pe litoralul nostru, în medie 20 mm Hg, de ea depinzînd pătrunderea umezelii saline a aerosolilor în porii unor materiale ;

— regimul intens al radiaţiilor solare este defavorabil pentru buna comportare în timp a polimerilor, deoarece provoacă o rapidă îmbătrînire a lor ;

— se menţionează că determinările necesare s-au efectuat cu o metodă originală şi simplă, care a urmărit în primul rînd posibilitatea corelării salinităţii din umiditatea atmosferică cu salinitatea din apa de mare în dreptul aceluiaşi loc de pe coastă ; în al doilea rînd s-a urmărit, pe cît posibil, ca determinările să fie făcute în acelaşi timp, în aceeaşi zi, pentru a se asigura în toate punctele condiţii meteorologice comparabile. Înainte însă de adoptarea metodei, pe care o vom descrie mai jos, s-au analizat metodele folosite în alte ţări, care ni s-au părut laborioase şi necesitînd o aparatură complicată care nu justifica pe deplin precizia măsurătorilor, ce putea fi obţinută mai simplu.

Astfel, captatorul oblic cu placă de oţel inoxidabil (Haache şi Barriety) putea da valori raportate la suprafaţă şi necesita un timp îndelungat pentru determinări (7 zile); captatorul cu aspirometru, care spăla aerul absorbit într-un recipient cu apă distilată, deşi mai precis, necesita un utilaj care era complicat şi scump ; captatorul zis ,,lumînarea umedă", aplicat în S.U.A. de H. R. Ambler, l-am socotit prea aproximativ pentru a-l adopta. Ne-am fixat deci la captatorul Haache şi Barriety care a fost folosit de cercetătorii Institutului meteorologic pentru determinările paralele de control, iar colectivul INCERC a folosit o metodă gravimetrică şi care, în principiu se baza pe proprietatea silicagelului de a absorbi umiditatea şi de a reţine totodată la suprafaţa granulelor de silicagel şi sărurile conţinute în atmosferă. Aceste metode de determinare au fost descrise în detaliu în lucrarea [1]. Pe baza determinărilor respective au fost întocmite hărţi ale salinităţii atmosferice pe litoralul românesc, pentru sezonul rece (IX—IV) şi cel cald (V—VIII).

În tabelele 1 şi 2 se dau valorile salinităţii atmosferice pentru sezonul rece şi cel cald pentru diferite puncte de pe litoral ; aceste determinări au fost folosite la trasarea hărţilor de salinitate atmosferică.

Din examinarea acestor tabele se poate remarca o creştere a salinităţii atmosferice, uniformă, către sud. Un fapt interesant, semnalat în privinţa variaţiei umezelii cu înălţimea, este scăderea umidităţii şi implicit a salinităţii în porii tencuielilor. Determinările efectuate la Hotelurile Parc din Mamaia şi Europa de la Eforie au dovedit că umezeala şi salinitatea scad de la sol la circa 40 m înălţime de circa 5 ori.

Principiile pe care le-am pus la baza întocmirii cartării de salinitate atmosferică (fig. 2—3) au fost următoarele :

— în interiorul continentului, zonele izosaline corespund în general zonelor cu aceeaşi umiditate relativă a aerului ;

— gruparea salinităţii atmosferice s-a făcut pe sectoare al căror ecart variază între $3—5^{0}/_{00}$;

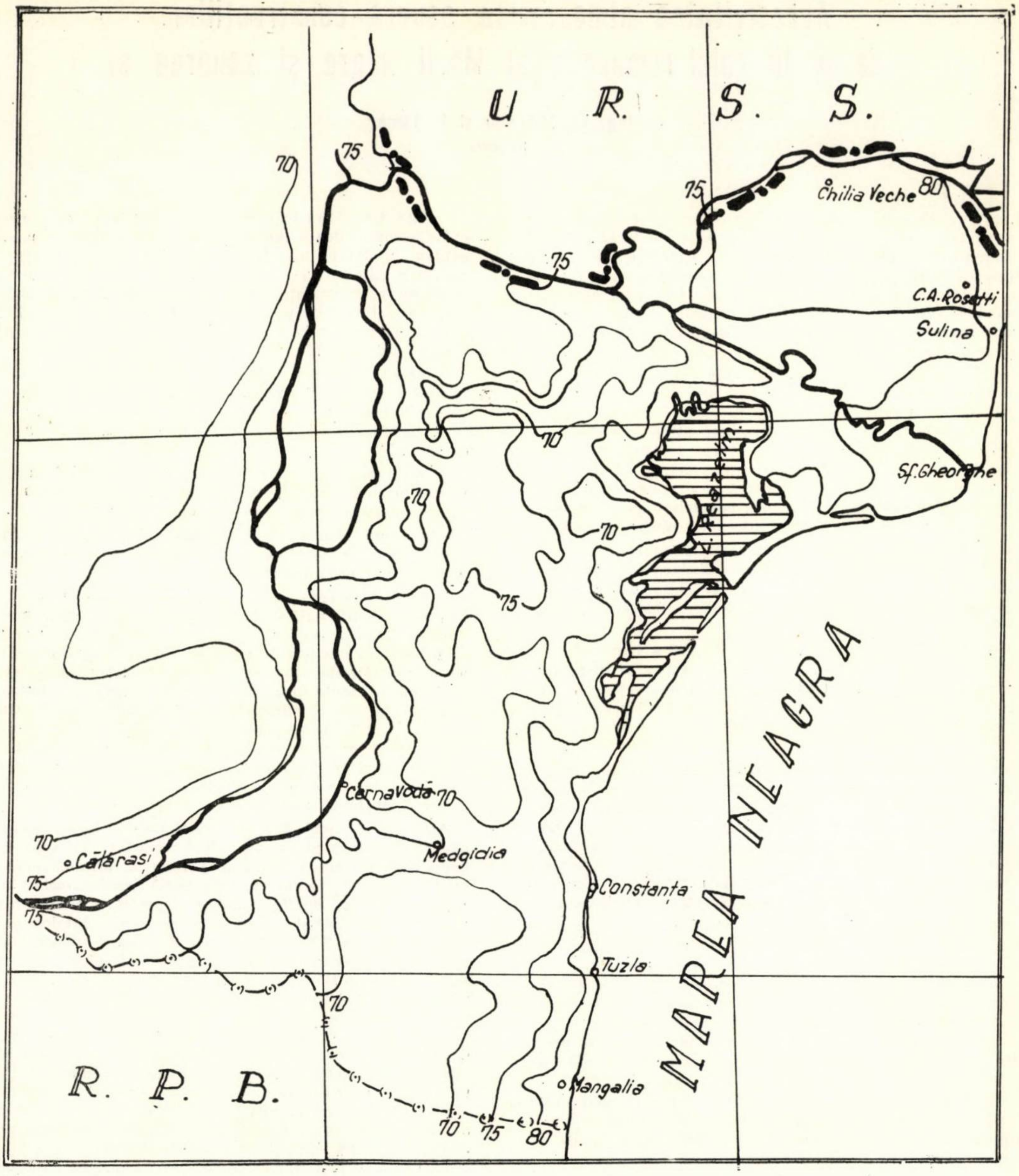


Fig. 1. Umezeala relativă (%). Media anuală

— zona cu aceeași umiditate relativă a aerului din vecinătatea punctului în care s-a făcut determinarea de salinitate cuprinde aceeași salinitate;

— întrucît în cuprinsul aceleiași zone de umiditate relativă a aerului mărginită de țărm, salinitățile variază de la nord la sud, departajarea sectoarelor izosaline s-a făcut prin interpolare liniară, conform ecarturilor stabilite mai sus.

Din studierea unui număr de 45 de hărți întocmite de Institutul meteorologic, în care s-au reprezentat prin curbe: temperatura aerului (media anuală și media lunilor I, IV, VII, X), media maximelor zilnice ale temperaturii aerului (I, VII, IV, X), media minimelor zilnice (I, IV, VII, X), diferența între mediile maximelor și minimelor zilnice (I, VII, IV, X), umezeala relativă a aerului (media anuală a lunilor I, IV, VII, X), tensiunea vaporilor de apă în aer (I, IV, VII, X), numărul zilelor cu umezeală relativă a aerului mai mare de 80% la orele 8 și 14 (I, IV, VII, X), numărul zilelor cu ceață (I, IV, VII, X), numărul zilelor cu precipitații de peste 5 mm din sezonul rece (X—III) și cald (IV—IX), frecvența și viteza medie a vîntului pe direcțiile SE, E și NE (I, IV, VII, X), s-a putut stabili că majoritatea factorilor climatici agresivi pentru construcții sînt înfășurați de curba de nivel de 40 m înălțime și că limita salinității atmosferice maxime constatate de-a lungul litoralului este dată de curba umidității relative maxime medii anuale de 85%.

Pentru cartarea salinităţii atmosferice anuale (fig. 4), în baza acestor principii şi observaţii s-au ales trei sectoare pentru delimitarea zonelor de salinitate medie :

- sectorul cu $S\ ^{0}/_{00} < 3$
- sectorul cu $S\ ^{0}/_{00} < 5$
- sectorul cu $S\ ^{0}/_{00}$ cuprins între 5 — 15.

Problema scăderii agresivităţii către interiorul continentului, datorită prezenţei mării, ne-a preocupat atît în sensul urmăririi variaţiei diferiţilor factori climatici, cît şi a conţinutului atmosferei în aerosoli salini.

În figurile 5, 6 a şi 6 b se reprezintă variaţia umidităţii relative a aerului şi a tensiunii de vapori pe profilul Constanţa — Medgidia, iar în figura 7 se reprezintă, după determinări ale Laboratorului de chimia atmosferei din Institutul meteorologic, variaţia concentraţiei clorurilor în raport cu distanţa de la ţărm la Mangalia nord.

Aceste diagrame se susţin reciproc şi demonstrează că influenţa mării scade foarte repede cu distanţa de la ţărm, fapt care justifică concluziile care urmează.

Cel mai important rezultat al acestui studiu îl constituie delimitarea zonelor de litoral de-a lungul cărora se poate deduce că este necesar să se ia măsuri de protejare a construcţiilor împotriva agresivităţii atmosferice, diferenţiat după materiale şi anume :

- pentru construcţii metalice,
- pentru construcţii de beton armat şi beton precomprimat.

Fig. 2

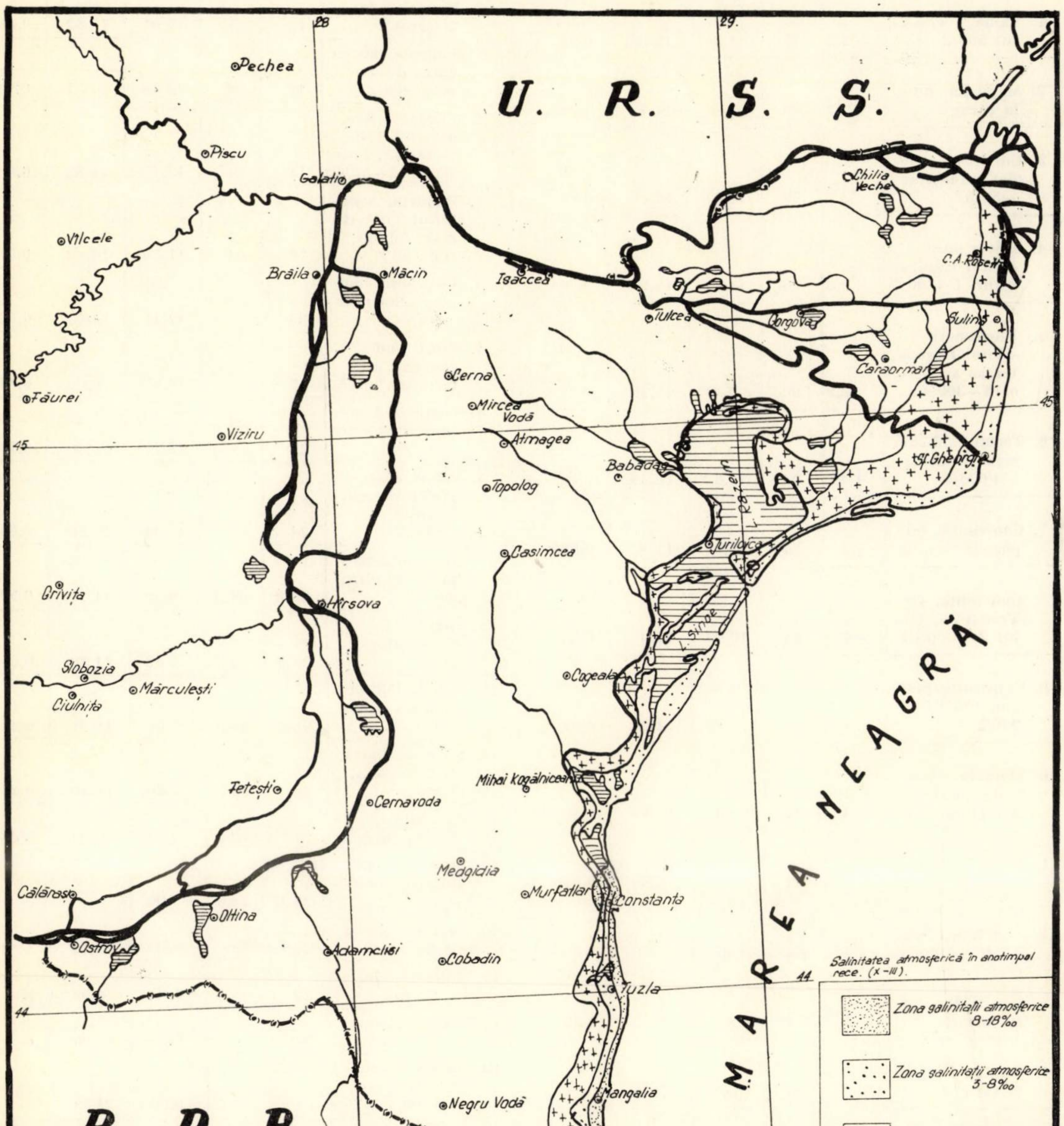

28
29
Pechea
U. R. S. S.
Piscu
Galaţi
Vîlcele
Brăila
Măcin
Isaccea
Chilia Veche
C.A. Rosetti
Tulcea
Gorgova
Sulina
Caraorman
Cerna
Mircea Vodă
Făurei
Viziru
45
Atmagea
Babadag
Topolog
L. Razelm
Sf. Gheorghe
Jurilovca
Casimcea
Grivita
Hîrsova
L. Sinoe
Slobozia
Mărculeşti
Ciulniţa
Cogealac
MAREA NEAGRĂ
Feteşti
Cernavoda
Mihai Kogălniceanu
Medgidia
Murfatlar
Constanţa
Călăraşi
Oltina
Ostrov
Adamclisi
Cobadin
Tuzla
44
Salinitatea atmosferică în anotimpul rece. (X – III).
Zona salinităţii atmosferice 8-18‰
Zona salinităţii atmosferice 5-8‰
Zona salinităţii atmosferice 1-3‰
Negru Vodă
Mangalia
R. P. B.

Tabela 1

Sezonul rece

Notații :

S_a = salinitatea atmosferică
S_m = salinitatea apei de mare

Locul determinării distanța/înălțimea (în metri) față de mare	t° medie a aerului	Umiditatea relativă a aerului %	S‰ în atmosferă	S‰ în apa de mare	$\frac{Sa}{Sm}$
1	2	3	4	5	6
1. Vama Veche-sat-500/2	+2,2	79	14,25	15,00	0,95
2. Mangalia, far-la țărm/2	+2,2	79	13,90	14,70	0,945
3. Costinești, complex alimentar —50/3	+2,2	79	12,07	14,80	0,82
4. Eforie nord-Hotel Europa, etajul I—300/7	+2,9	90	11,80	15,20	0,78
5. Eforie nord-Hotel Europa, terasa superioară—300/45	+2,9	90	3,78	15,20	—
6. Techirghiol-complex alimentar-—4 000/3	+4	84	19,0	16,30	1,16
7. Constanța, far port-la țărm/2	+4	84	10,70	11,0	0,975
8. Constanța, str. Traian 36, etajul 2—1 000/7	+4	84	10,40	11,0	0,95
9. Constanța, poligon INCERC 200/2	+4	84	11,45	12,20	0,94
10. Mamaia, estacada cu tobogan-la țărm/1	+4	84	9,80	11,80	0,83
11. Mamaia, Cazino —150/2	+4	84	9,10	11,80	0,775
12. Constanța-Palas IPMC—3000/2	+4	84	0,58	—	—
13. Cap Midia, digla țărm/3	+4	84	6,80	8,20	0,83
14. Cetatea Histria la țărm/2	+1	89	5,23	7,10	0,74
15. Sulina, căpitănie—1 500/7	+1	89	2,43	3,51	0,69

Tabela 2

Sezonul cald

Notații :

S_a = salinitatea atmosferică
S_m = salinitatea apei de mare

Locul determinării distanța/înălțimea (în metri) față de mare	t° medie a aerului	Umiditatea relativă a aerului %	S% în atmosferă	S% în apa de mare	$\frac{Sa}{Sm}$
1	2	3	4	5	6
1. Vama Veche—sat 500/2	18	64	13,67	15,68	0,88
2. Mangalia, far-la țărm/2	18	64	12,61	14,82	0,855
3. Mangalia, muzeu, curte interioară 200/2	18	64	10,76	14,82	0,725
4. Mangalia, Sanatoriul TBC — terasă, fațadă nord—50/40	18	64	13,77	14,82	0,93
5. Mangalia Sanatoriul TBC—terasă, fațadă sud—50/4	18	64	11,55	14,82	0,712
6. Costinești-complex alimentar —50/3	25	—	12,41	14,98	0,835
7. Eforie sud-complex alimentar—700/5	25	—	13,57	16,00	0,848
8. Techirghiol-complex alimentar-—4 000/3	25	—	12,45	15,80	0,79
9. Eforie nord — Hotel Belona, terasă —100/20	24	—	10,34	15,50	0,66
10. Constanța-far port—la țărm/2	28,8	64,3	9,00	11,70	0,77
11. D.S.A.P.C. Constanța—50/10	28,8	64,3	7,82	11,80	0,66
12. PoligonINCERC Mamaia—200/10	28,8	64,3	7,60	16,91	0,45
13. I.P.M.C. Palas — Constanța, 3 000/2	28	64	3,20	11,40	0,28
14. Cap Midia, dig- la țărm/3	—	72,5	2,28	9,34	0,24
15. Murfatlar, monumente istorice	23,1	44,0	0,00	—	—
16. Cetatea Histria —/2	—	75	0,00	7,19	—
17. Gura Portița — la țărm/2	23	—	1,05	8,98	0,12
18. Sfîntu Gheorghe—la țărm/2	18	—	0,80	12,00	—
19. Sulina, Căpitănia Portului —1 500/7	15	—	0,00	2,08	—
20. Sulina, far la țărm/2	15	—	0,00	2,08	—
21. Tulcea, port	15	—	0,00	—	—

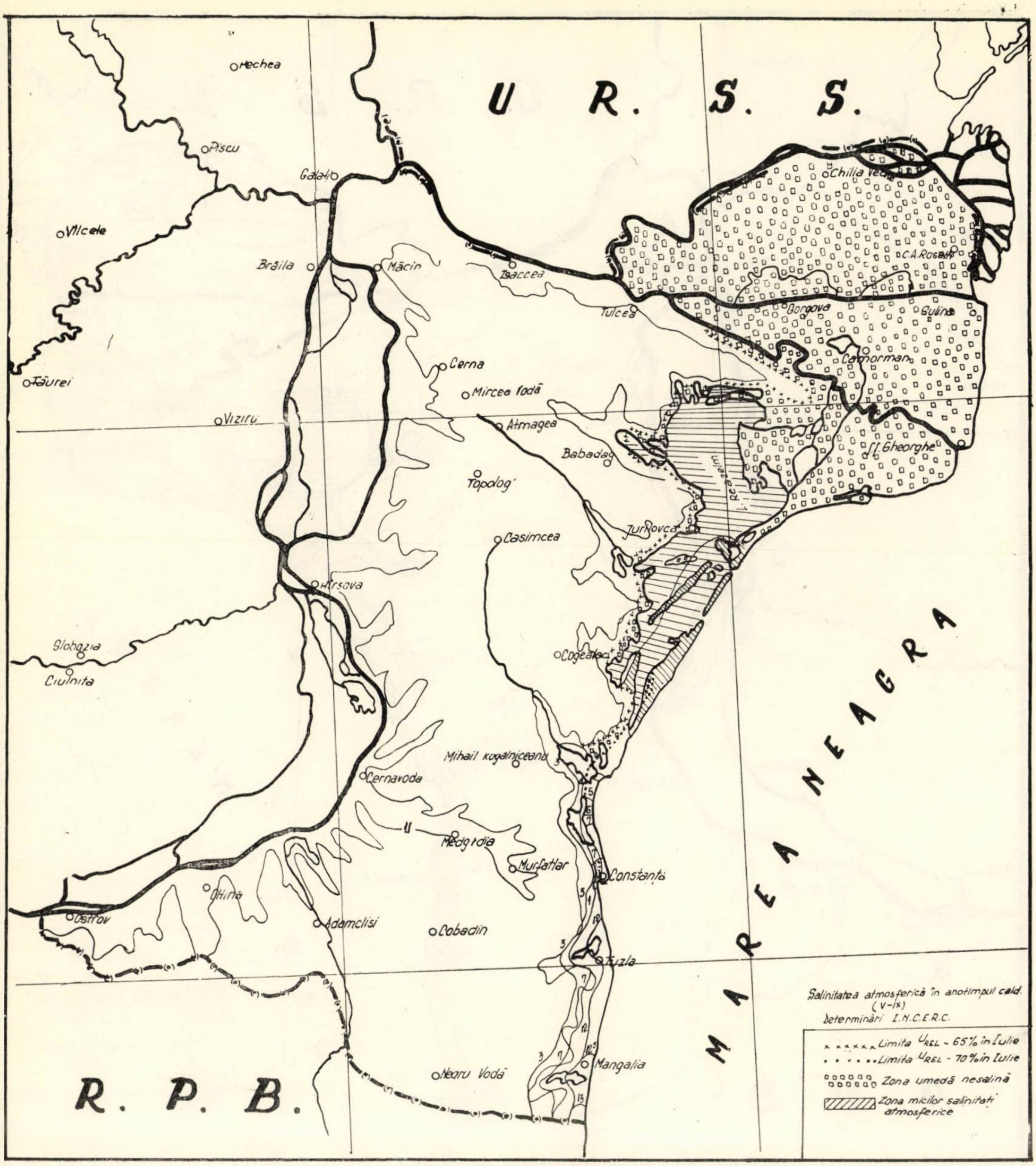

U. R. S. S.
Hechea
Piscu
Galați
Vîlcele
Brăila
Măcin
Isaccea
Chilia Veche
C.A.Rosetti
Tulcea
Gorgova
Sulina
Caraorman
Cerna
Mircea Vodă
Tăurei
Viziru
Atmagea
Babadag
Sf. Gheorghe
Topolog
Jurilovca
Casimcea
Hîrșova
Slobozia
Ciulnița
Cogealac
MAREA NEAGRĂ
Mihail Kogălniceanu
Cernavodă
Medgidia
Murfatlar
Constanța
Oltina
Ostrov
Adamclisi
Cobadin
Tuzla
Negru Vodă
Mangalia
R. P. B.
Salinitatea atmosferică în anotimpul cald. (V-IX)
Determinări I.N.C.E.R.C.
× × × × × × Limita U_{REL} - 65% în Iulie
• • • • • • Limita U_{REL} - 70% în Iulie
Zona umedă nesalină
Zona micilor salinități atmosferice

Fig. 3

Propunerile sînt diferite pentru construcții metalice și celelalte tipuri de construcții din beton armat și beton precomprimat, deoarece modul cum se produce coroziunea este diferit, în funcție de natura acestor materiale și de umiditatea relativă a aerului cu care fiecare din acestea vin în contact.

Se știe că atunci cînd umiditatea relativă a aerului este mai mare de 70—75%, chiar dacă atmosfera este nesalină, mediul este agresiv pentru metale, datorită faptului că pe suprafețe se formează o peliculă de condens discontinuă, care joacă rol de electrolit în cuprinsul neregularităților suprafeței, închizînd circuitul între zonele catodice și cele anodice. Această situație este posibilă pînă la o umiditate relativă de circa 95%, cînd se formează o peliculă continuă pe suprafața metalului și aerarea diferențială nu mai este posibilă. În consecință, considerăm că pentru construcțiile metalice expuse atmosferei litorale este necesar să se ia măsuri suplimentare de protecție printr-o vopsire mai atentă și cu materiale mai adecvate, în cuprinsul zonei considerate cu umiditatea atmosferică sporită, conform hărții din figura 8, întocmită după criteriile expuse. Din examinarea figurii 8 se poate constata că această zonă este cuprinsă între curba de nivel de 40 m înălțime și țărm, cuprinzînd și Delta Dunării.

Se reamintește că în baza lucrării [1], această curbă de nivel poate fi considerată practic înfășurătoarea geometrică

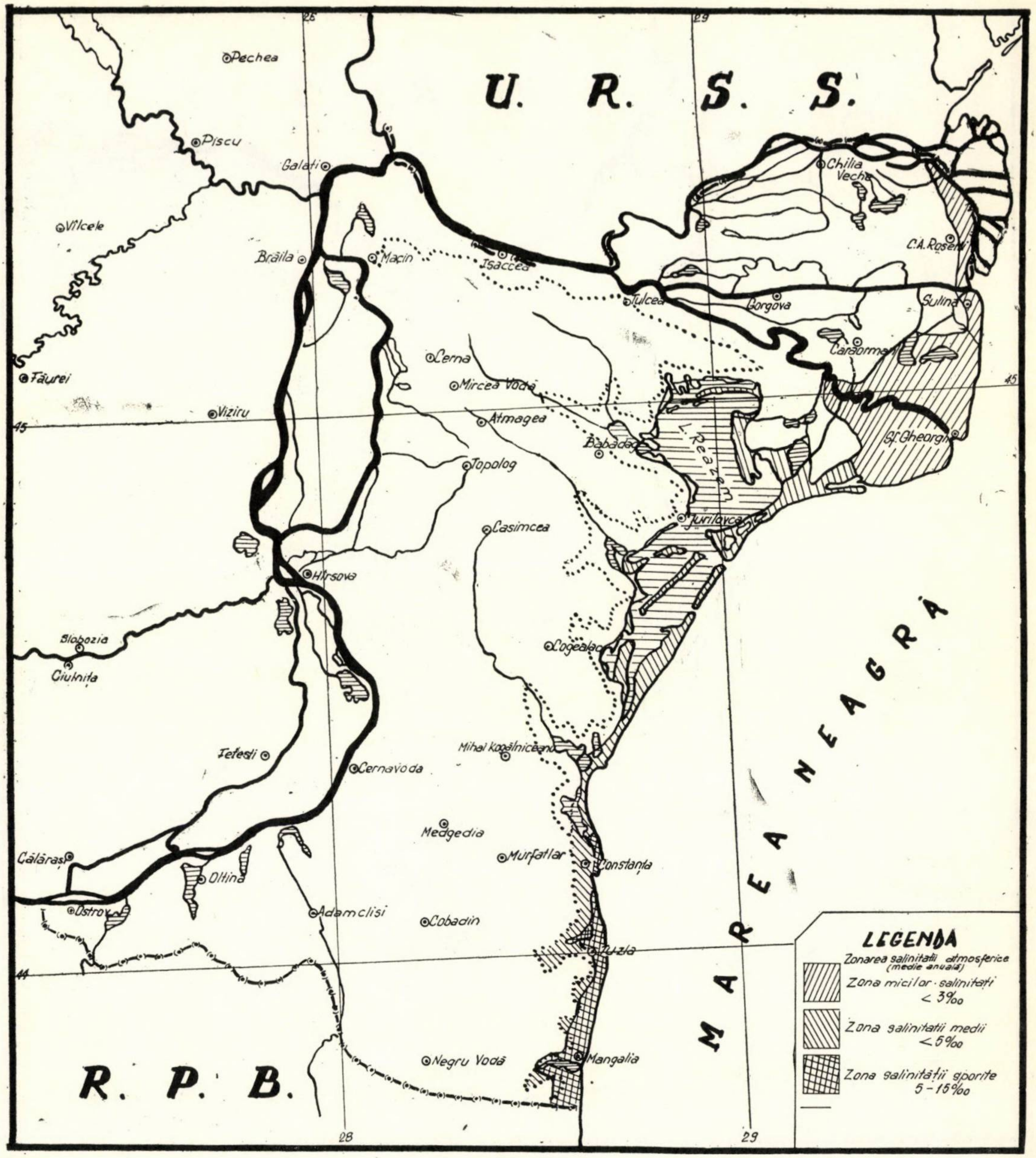

U. R. S. S.
R. P. B.
MAREA NEAGRĂ
Pechea
Piscu
Galați
Vîlcele
Brăila
Măcin
Isaccea
Tulcea
Chilia Veche
C.A. Rosetti
Gorgova
Sulina
Caraorman
Făurei
Viziru
Cerna
Mircea Vodă
Atmagea
Babadag
L. Razelm
Sf. Gheorghe
Topolog
Casimcea
Jurilovca
Hîrsova
Slobozia
Ciulnița
Cogealac
Țețești
Cernavoda
Mihai Kogălniceanu
Medgedia
Murfatlar
Constanța
Călărași
Oltina
Ostrov
Adamclisi
Cobadin
Tuzla
Negru Vodă
Mangalia
28
29
45
44
LEGENDA
Zonarea salinității atmosferice (medie anuală)
Zona micilor salinități < 3‰
Zona salinității medii < 5‰
Zona salinității sporite 5 - 15‰

Fig. 4

a principalilor factori climatici, care condiționează producerea coroziunii construcțiilor metalice în condițiile menționate mai sus. De asemenea, se amintește că s-a demonstrat prin încercări făcute pe construcții înalte pe litoral (Parc — Mamaia, Europa — Eforie, sanatoriul TBC — Mangalia) că umezeala scade simțitor cu înălțimea și că principalele coroziuni ale construcțiilor metalice se produc la nivelul solului sau în imediata sa vecinătate.

În concluzie, harta din figura 8 reprezintă zona propusă pentru protejarea specială a construcțiilor metalice expuse direct acțiunii atmosferice.

În ceea ce privește aceste măsuri, ca sporirea numărului de straturi de vopsea, prescrierea tipurilor de pelicule de utilizat și a naturii lor, se va reveni într-o lucrare viitoare.

Spre deosebire de construcțiile metalice, pentru mediile poroase, cum ar fi tencuielile, betoanele simple, betoanele armate aparente și betonul precomprimat, condițiile de saturare cu umezeala salină sînt diferite, deoarece aici activitatea chimică este mai importantă decît cea electrochimică. Umiditățile foarte mari sînt cele mai periculoase. În cadrul acestei zone de mari umidități s-a făcut o cartare a conținutului în salinitate pe anotimpuri și apoi o medie anuală reprezentate în figurile 2,3 și 4.

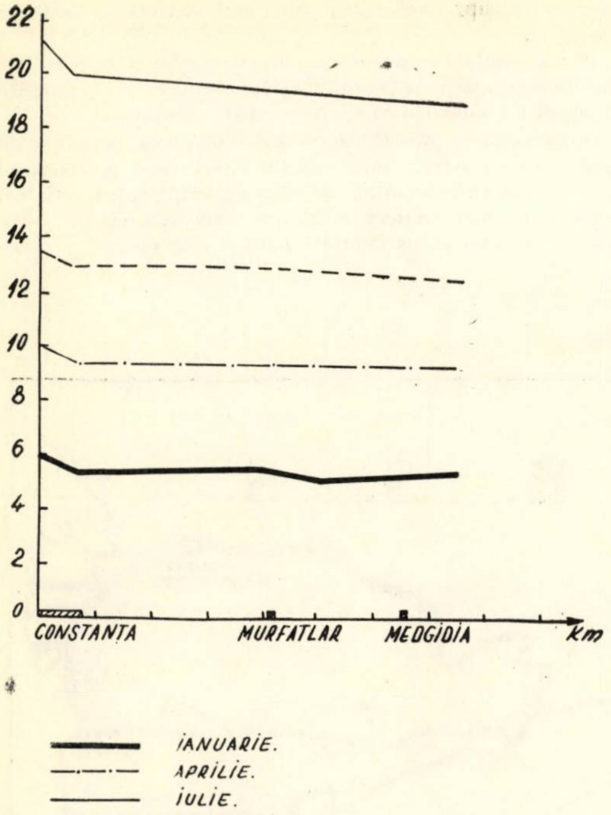


Fig. 5. Tensiunea de vapori (mm Hg)

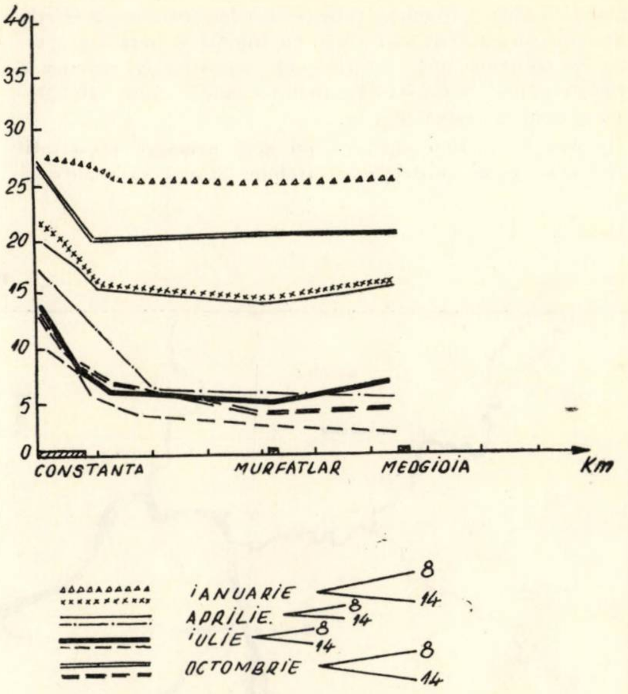


Fig. 6 b. Numărul zilelor cu umezeală relativă ⩾ 80%

Fig. 6 a. Umezeala relativă (%)

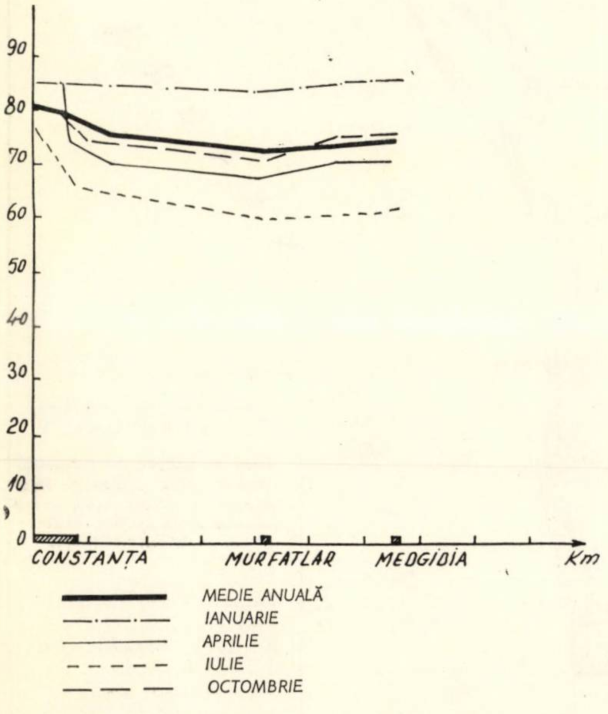
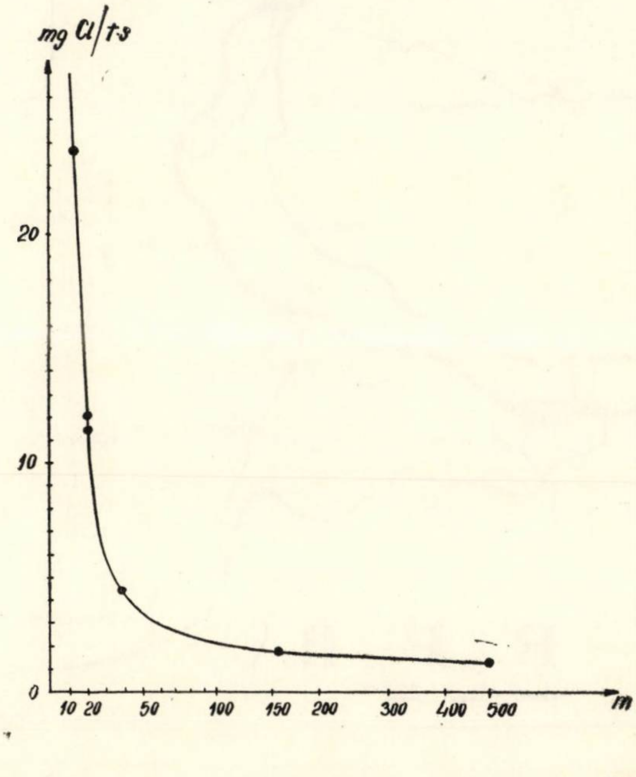


Fig. 7. Concentrația clorurilor în raport cu distanța de la țărm la Mangalia Nord 19–25 august 1967



S-a putut astfel constata că scăderea conținutului de salinitate atmosferică cu distanța de la țărm este foarte rapidă. Cum, în cazul mediilor poroase, coroziunea se poate produce chiar și în zone cu o concentrație redusă de săruri în atmosferă, datorită concentrării salinității cu timpul în pori, s-a apreciat ca oportun să se clasifice zona agresivității chimice a atmosferei față de construcții, în două zone — zona slab agresivă și zona agresivă (fig. 9).

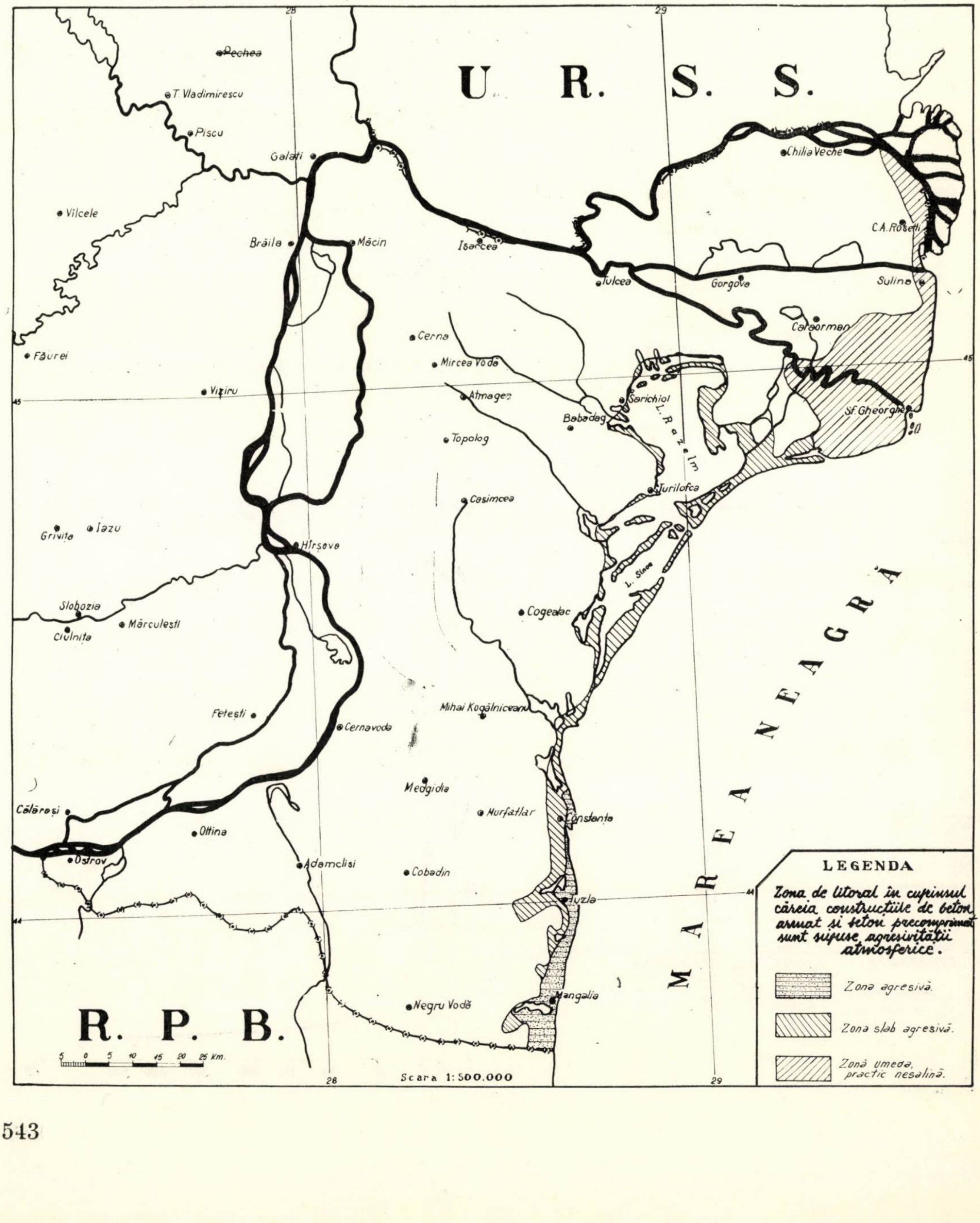
Pentru zona slab agresivă nu sînt necesare prescripții suplimentare de protecție, ci trebuie numai să se atragă atenția asupra respectării cît mai stricte a calității execuției.

În cuprinsul zonei agresive sînt necesare măsuri suplimentare de protecție, deși ea prezintă valori absolute ale salinității suficient de reduse în comparație cu alte litoraluri.

Se propune ca pînă la conturarea progresivă, pe parcursul cercetărilor noastre, a unor concluzii verificate, pe cuprinsul acestei zone să se mențină actualele prescripții ale C.S.C.A.S.

Ca o concluzie, observăm că prin aplicarea acestor hărți, bazate pe un riguros studiu științific, s-ar obține o consi-

Fig. 8


U. R. S. S.
R. P. B.
MAREA NEAGRĂ
Pechea
T. Vladimirescu
Piscu
Galați
Vîlcele
Brăila
Măcin
Isaccea
Tulcea
Chilia Veche
C.A. Rosetti
Gorgova
Sulina
Caraorman
Cerna
Mircea Vodă
Făurei
Vișiru
Atmagea
Sarichiol
Babadag
L. Razelm
Sf. Gheorghe
Topolog
Jurilofca
Casimcea
Grivița
Iazu
Hîrșova
L. Sinoe
Slobozia
Mărculești
Ciulnița
Cogealac
Fetești
Cernavoda
Mihai Kogălniceanu
Medgidia
Murfatlar
Constanța
Călărași
Oltina
Ostrov
Adamclisi
Cobadin
Tuzla
Negru Vodă
Mangalia
28
29
45
44
5 0 5 10 15 20 25 Km.
Scara 1:500.000
LEGENDA
Zona de litoral în cuprinsul căreia construcțiile de beton armat și beton precomprimat sunt supuse agresivității atmosferice.
Zona agresivă.
Zona slab agresivă.
Zonă umedă, practic nesalină.

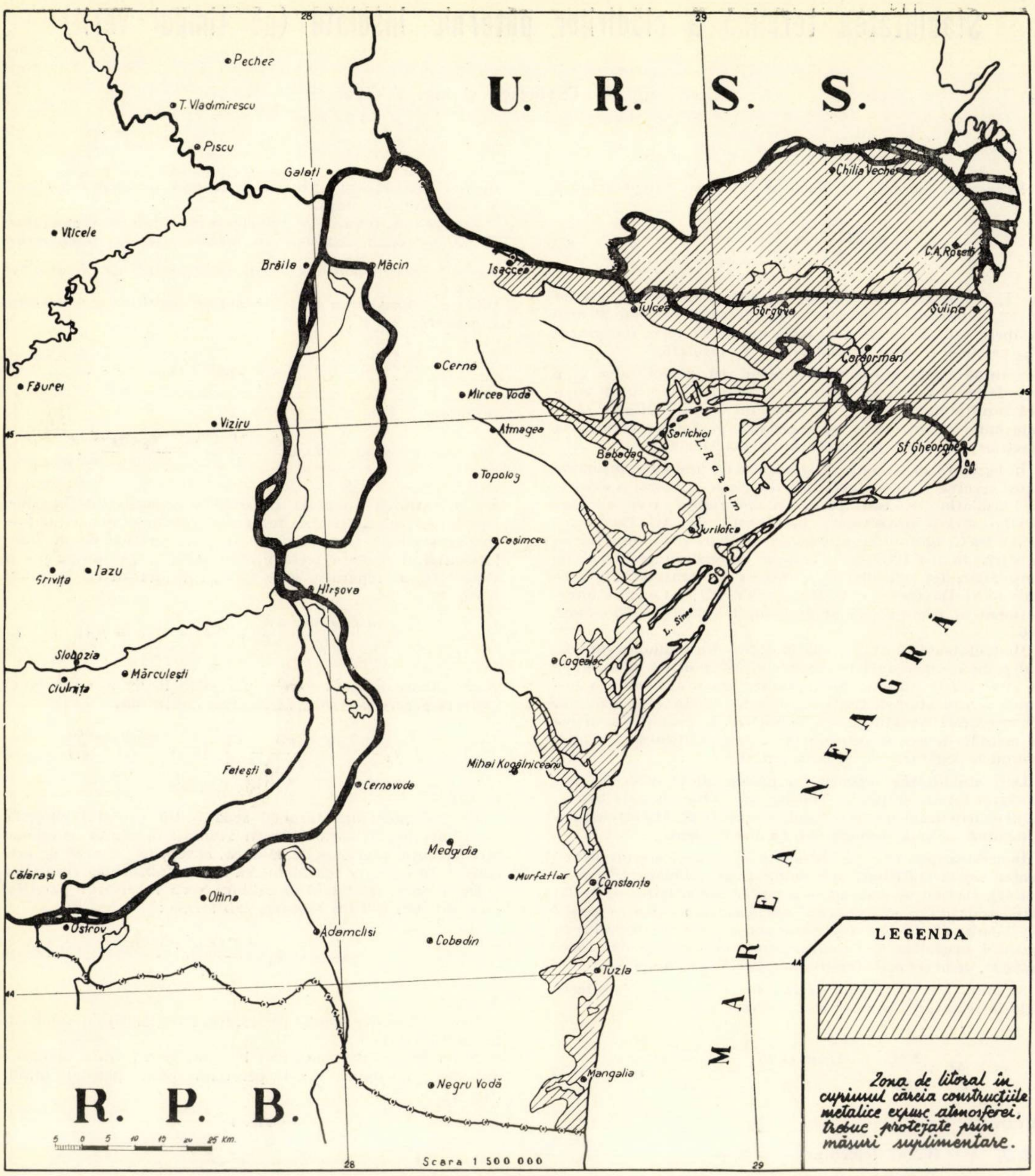

28
29
45
44
U. R. S. S.
Pechea
T. Vladimirescu
Piscu
Galaţi
Vîlcele
Brăila
Măcin
Isaccea
Chilia Veche
C.A. Rosetti
Tulcea
Gorgova
Sulina
Caraorman
Făurei
Cerna
Mircea Vodă
Atmagea
Viziru
Sarichiol
Babadag
L. Razelm
Sf. Gheorghe
Topolog
Jurilofca
Casimcea
Griviţa
Iazu
Hîrşova
L. Sinoe
Slobozia
Mărculeşti
Ciulniţa
Cogealac
MAREA NEAGRĂ
Feteşti
Cernavodă
Mihai Kogălniceanu
Medgidia
Murfatlar
Constanţa
Călăraşi
Oltina
Ostrov
Adamclisi
Cobadin
Tuzla
Mangalia
Negru Vodă
R. P. B.
5 0 5 10 15 20 25 Km.
Scara 1 500 000
LEGENDA
Zona de litoral în cuprinsul căreia construcţiile metalice expuse atmosferei, trebuie protejate prin măsuri suplimentare.

Fig. 9

derabilă reducere a zonei pe care este necesar să se ia măsuri de protecţie şi prin urmare se pot obţine pentru viitor mari economii de materiale.

Bibliografie

[1] Moraru D. : *Agresivitatea marină asupra construcţiilor de pe litoralul românesc al Mării Negre*. Studii şi cercetări INCERC, nr. 6/1967.

Stabilitatea termică a clădirilor puternic insolate (pe timpul verii)

Conf. ing. Al. Davidescu şi ing. V. Zbârcea
Inst. de Construcţii Bucureşti C.S.C.A.S.

În această lucrare, coeficientul de stabilitate termică β

$$\beta = \frac{\Delta T_0}{\Delta T} = \frac{T_i - T_e}{T_i - T_{pe}} \tag{1}$$

cu T_i temperatura interioară, T_e temperatura în exterior şi T_{pe} temperatura interioară pe peretele exterior al unei încăperi, este determinat în baza calculelor ce se fac pentru T_{pe} pe timp de vară, ţinînd seamă de insolaţie.

Este de arătat din primul moment că posibilitatea de a include insolaţia în coeficientul de schimb superficial falsifică rezultatele de calcul, deoarece nu dă posibilitatea să se determine cazurile cînd temperatura pe faţa exterioară a pereţilor depăşeşte temperatura din exterior T_e.

În legătură cu aceasta se arată aici că problema insolaţiei a fost rezolvată corespunzător în lucrările : ,,Certains aspects de l'insolation des toits plans et spheriques, avec ou sans couche d'eau protectrice'', prezentată de Al. Davidescu la al 4-lea Congres internaţional de încălzire şi de climatizare, la Paris, în mai 1967, şi ,,L'aspect correct du probleme de l'insolation des vehicules frigorifiques de transport'', prezentată de Al. Davidescu şi V. Zbîrcea la al 12-lea Congres internaţional al frigului, de la Madrid, în august—septembrie 1967.

Modalitatea de a rupe insolaţia solară din schimbul superficial şi de a o introduce în calcule ca un izvor de căldură, pe un strat foarte subţire din suprafaţa insolată, făcînd ca grosimea acestui strat să tindă către zero (modalitate rezultată din urmărirea corectă a fenomenului fizic de insolaţie) aparţine ca metodă de calcul autorilor şi a fost verificată şi experimental în legătură cu lucrările arătate.

Deşi stabilitatea termică îşi pierde adevăratul ei sens în regim termic staţionar, considerăm totuşi că este convenabil pentru urmărirea problemei, respectiv pentru înţelegerea ei deplină, să se determine β şi în acest regim.

În acest scop se va porni de la punerea generală a problemei pentru regim staţionar, determinîndu-se componentele relaţiei (1), tratînd apoi ca un caz particular situaţia peretelui plan paralel infinit ca forma cea mai des întîlnită pentru pereţii şi acoperişurile de clădiri şi introducînd metoda calculului cu ajutorul maşinilor electronice cifrice de calculat, în toate cazurile, de la cel mai simplu, pînă la cel mai complicat.

Se arată aici că funcţia de izvoare, care înlocuieşte insolaţia în rezolvarea problemei, are expresia :

$$M = \frac{\delta Q_i}{d V} = \frac{A_e \cos \omega \, dS}{dS \cdot \varepsilon} = \frac{A_e \cos \omega}{\varepsilon}, \tag{2}$$

în care

δQ_i este fluxul elementar al surselor,
dV — elementul de volum,
dS — elementul de suprafaţă,
A — coeficientul de absorbţie a suprafeţei insolate, indice care determină insolaţia reţinută de suprafaţa dS,
e — emisivitatea insolaţiei,
ω — unghiul dintre normala suprafeţei insolate şi raza solară,
ε — grosimea pe care se face reţinerea insolaţiei, deci grosimea pe care se realizează funcţia de izvoare.

În regim staţionar, avînd invariabile în timp mărimile A, e şi ω, rezultă :

$$M = \text{constant} \tag{3}$$

deci se lucrează cu o funcţie de izvoare uniform repartizată şi invariabilă în timp.

Cu aceasta, ecuaţia lui Fourier a cîmpului de temperatură $T(\bar{r})$, în regim staţionar cu difuzivitate de temperatură $a = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ = constantă (λ fiind coeficientul de conductivitate, ρ = densitatea şi c_p = căldura specifică sub presiune constantă), va fi :

$$\frac{\partial T(\bar{r})}{\partial t} = 0 = a \text{ div grad } T(\bar{r}) + \frac{M}{\rho c_p}, \tag{4}$$

respectiv :

$$\text{div grad } T(\bar{r}) = -\frac{M}{\lambda} = -\frac{A_e \cos \omega}{\varepsilon \lambda}. \tag{5}$$

De urmărit că integrala generală a ecuaţiei (5) introduce constante parametrice de integrare, care pentru un caz particular studiat sînt determinate prin condiţii de unicitate la limită de speţa a treia pentru exterior pe normala n la suprafaţa de separaţie solid-fluid, considerată ca suprafaţă izotermă :

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_e)}{\partial n} = \alpha_e [T_e - T(\bar{r} = \bar{r}_e)] \tag{6}$$

şi combinate de speţa a treia cu a patra în lipsa izvoarelor de căldură pentru pereţii în afara stratului insolat :

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_i)}{\partial n} - \frac{1}{R} [T(\bar{r} = \bar{r}_i) - T_i] \tag{7}$$

în care :

R este rezistenţa termică scoasă din calculul cîmpului de temperatură pentru pereţii studiaţi în regim staţionar, fără izvoare interioare de căldură, exceptînd stratul de grosime ε, în care s-a considerat că are loc absorbţia insolaţiei.

De remarcat că fluxul de căldură spre interiorul pereţilor este dat de legea lui Fourier, sub forma :

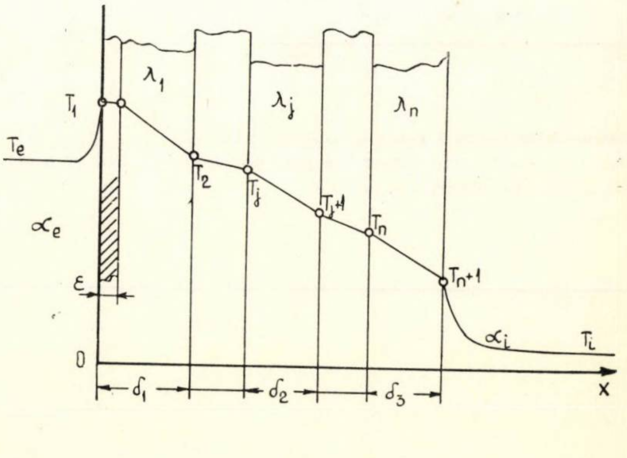
$$q_i = -\lambda_1 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_i)}{\partial n} \tag{8}$$

în care

$T(\bar{r})$ a fost determinat din soluţia ecuaţiei (5) cu condiţiile la limită (6) şi (7)

Aşa cum s-a convenit mai înainte, se va trata aici cu o aplicaţie imediată cazul peretelui plan paralel infinit (fig. 1).

Fig. 1



În acest caz ecuaţia (5) cu $T(\bar{r}) = T(x)$, variaţia unidirecţională pe axa x a cîmpului de temperatură va fi :

$$\frac{d^2 T(x)}{dx^2} = - \frac{A_e \cos \omega}{\varepsilon \lambda} \tag{9}$$

şi condiţiile de unicitate (6) şi (7) :

$$- \lambda_1 \frac{dT(x=0)}{d x} = \frac{T_e - T(x=0)}{\frac{1}{\alpha_e}} = \frac{T_e - T(x=0)}{R_e}, \tag{10}$$

$$- \lambda_1 \frac{dT(x=\varepsilon)}{d x} = \frac{T(x=\varepsilon) - T_i}{R} =$$

$$= \frac{T(x=\varepsilon) - T_i}{\sum\limits_{j=1}^{n} \frac{\delta_j}{\lambda_j} + \frac{1}{\alpha_i}} = \frac{T(x=\varepsilon) - T_{pe}}{\sum\limits_{j=1}^{n} \frac{\delta_j}{\lambda_j}}. \tag{11}$$

Soluţia generală a ecuaţiei (9) este :

$$T(x) = - \frac{A_e \cos \omega}{2 \varepsilon \lambda} x^2 + C_1 x + C_2. \tag{12}$$

Constantele parametrice C_1 şi C_2, ţinînd seamă de (10) şi (11), rezultă :

$$C_1 = - \frac{1}{\lambda_1} \frac{T_e R + T_i R_e + A_e \cos \omega R R_e}{R_e + R}, \tag{13}$$

$$C_2 = \frac{T_e R + T_i R_e + A_e \cos \omega R R_e}{R_e + R}. \tag{14}$$

Înlocuind pe C_1 şi C_2 în (12) şi făcînd $x = 0$ şi $\varepsilon \to 0$ se obţine temperatura pe faţa exterioară a peretelui :

$$T_1 = \frac{T_e R + T_i R_e + A_e \cos \omega R R_e}{R_e + R} \tag{15}$$

cum şi fluxul q_i spre interiorul peretelui dat de relaţia (8), făcînd $\varepsilon \to 0$:

$$q_i = - \lambda_1 \frac{d T(x=\varepsilon)}{d x} = \frac{1}{R}(C_2 - T_i) = \frac{T_e - T_i}{R_e + R} +$$

$$+ A_e \cos \omega \frac{R_e}{R_e + R} = q_b + q_{ins} \tag{16}$$

în care :

q_b este fluxul unitar banal în lipsa insolaţiei,
q_{ins} — fluxul unitar datorit insolaţiei.

Punînd :

$$q_i = \frac{T_{pe} - T_i}{\frac{1}{\alpha_i}} = \frac{T_{pe} - T_i}{R_i} \tag{17}$$

se va obţine T_{pe}, făcînd de asemenea $\varepsilon \to 0$:

$$T_{pe} = T_i + \frac{R_i}{R_e + R}(T_e - T_i) + A_e \cos \omega \frac{R_e R_i}{R_e + R} \tag{18}$$

care dă posibilitate de calcul pentru β în baza relaţiei (1) :

$$\beta = \frac{1}{\frac{R_i}{R_e + R} + \frac{A_e \cos \omega}{T_e - T_i} \frac{R_e R_i}{R_e + R}} \tag{19}$$

expresie care ţine seamă de insolaţie.

De observat că :

$$R_e + R = \frac{1}{\alpha_e} + \sum_{j=1}^{n} \frac{\delta_j}{\lambda_j} + \frac{1}{\alpha_i} = R_t. \tag{20}$$

Calculul, în cazul general, cu ajutorul maşinilor electronice cifrice, se face cu diferenţe finite.

În aceasta se introduce o formă originală de tratare a integrării cu diferenţe finite, cu o metodă originală de estimare a erorilor, introdusă pentru prima oară în anul 1959 la sesiunea ştiinţifică a Institutului de căi ferate de către Al. Davidescu în comunicarea ,,O formă nouă de aplicare a calculului cu diferenţe finite în rezolvarea problemelor de construcţie pentru cazurile generale''.

Pornind astfel de la ecuaţia generală (5), în care, pentru uşurinţa calculului, se foloseşte o reţea cubică cu dimensiunile de bază $\Delta x = \Delta y = \Delta z = \Delta$, se scrie laplaceianul cu diferenţe finite, rezultînd :

$$\Delta_x(\Delta_x T) + \Delta_y(\Delta_y T) + \Delta_z(\Delta_z T) = - \frac{M}{\lambda} \Delta^2. \tag{21}$$

În aceasta, urmărind figura 2, se poate scrie :

$$\Delta_x(\Delta_x T) = T_{x+\Delta x,\, y,\, x} + T_{x-\Delta x,\, y,\, z} - 2\, T_{x,\, y,\, z}, \tag{22}$$

$$\Delta_y(\Delta_y T) = T_{x,\, y+\Delta y,\, z} + T_{x,\, y-\Delta y,\, z} - 2\, T_{x,\, y,\, z} \tag{23}$$

$$\Delta_z(\Delta_z T) = T_{x,\, y,\, z+\Delta z} + T_{x,\, y,\, z-\Delta z} - 2\, T_{x,\, y,\, z}, \tag{24}$$

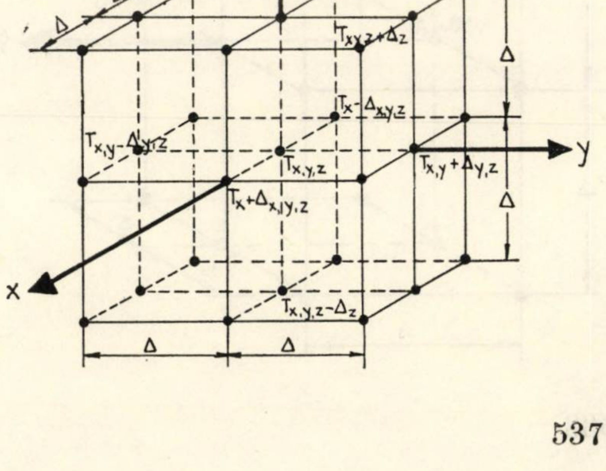
cu care, în (21) :

$$T_{x,\, y,\, z} = \frac{1}{6}(T_{x+\Delta x,\, y,\, z} + T_{x-\Delta x,\, y,\, z} + T_{x,\, y+\Delta y,\, z} +$$

$$+ T_{x,\, y-\Delta y,\, z} + T_{x,\, y,\, z+\Delta z} + T_{x,\, y,\, y-\Delta z}) + \frac{M}{6 \lambda} \Delta^2. \tag{25}$$

Relaţia (25) stabileşte temperaturile în punctele interioare ale peretelui, determinate de către $(2\Delta)^3 = 8\Delta^3$, deci opt cuburi. Din (25) rezultă că temperatura în centrul celor opt cuburi este determinată de media aritmetică în centrele feţelor, corectată cu termenul funcţiei de izvoare $\frac{M}{6 \lambda} \Delta^2$.

Fig. 2



Este de arătat că, încadrînd peretele în reţeaua cubică, se ia pentru stratul insolat o grosime 2Δ, egală cu parametrul reţelei, luat cît mai mic.

Pentru restul de straturi, fără izvoare interioare în condiţii de reţea cu parametrii Δ_j, care pot fi independenţi, punctele interioare au temperaturile date de relaţia (25) cu $M = 0$:

$$T_{x,y,z} = \frac{1}{6}(T_{x+\Delta x,y,z} + T_{x-\Delta x,y,z} + T_{x,y+\Delta y,z} + T_{x,y-\Delta y,z} + T_{x,y,z+\Delta z} + T_{x,y,z-\Delta z}). \qquad (26)$$

De observat că din cele m puncte în total ale reţelei, avînd n puncte interioare n_1 în stratul cu izvoare, cu temperaturile date de relaţia (25) şi n_2 în straturile fără izvoare, cu temperaturile date de ecuaţia (26), $n = n_1 + n_2$, p puncte pe suprafeţele de separaţie solid-fluid şi r puncte în suprafeţele de separaţie solid-solid ale părţilor neomogene : $m = n + p + r$.

Pentru cele p puncte se pun condiţiile la limită de speţa a treia (de schimb superficial), cu diferenţe finite care sînt (fig. 3) :

$$-\lambda\frac{T_{\nu,\tau} - T_{\nu+\Delta\nu,\tau}}{\Delta} = \alpha_j(T_j - T_{\nu,\tau}) \qquad (27)$$

sau :

$$T_{\nu,\tau} = \frac{Bi_j\,T_j + T_{\nu+\Delta\nu,\tau}}{Bi_j + 1} \qquad (28)$$

unde

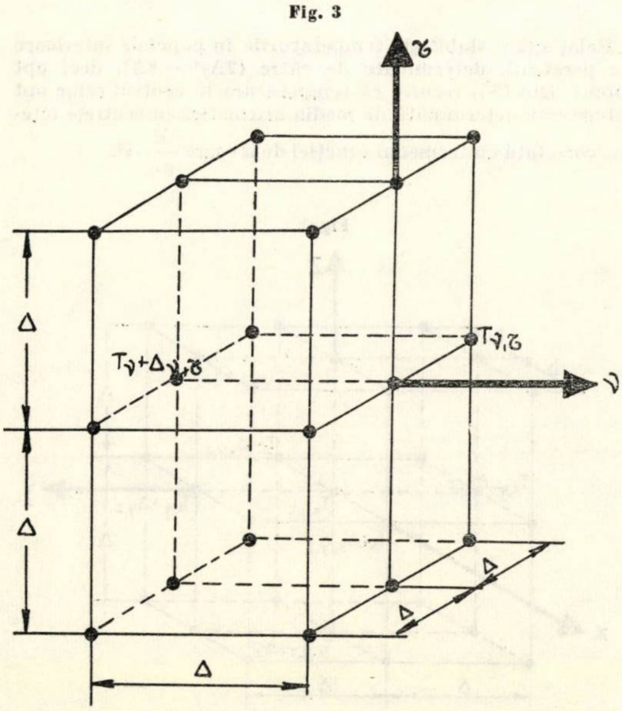
$Bi_j = \dfrac{\alpha_j\Delta}{\lambda}$ este criteriul de similitudine cu $\dot{J} = i$, e după Biot.

Pentru ultimele r puncte condiţiile la limită de speţa a patra (de contact) cu diferenţe finite sînt (fig. 4) :

$$T_{\nu,\tau} = \frac{\dfrac{\Delta_{j+1}}{\Delta_j}\,\dfrac{\lambda_j}{\lambda_{j+1}}\,T_{\nu+\Delta\nu,\tau} - T_{\nu-\Delta\nu,\tau}}{\dfrac{\Delta_{j+1}}{\Delta_j}\,\dfrac{\lambda_j}{\lambda_{j+1}} - 1} \qquad (29)$$

Deci rezultă n_1 ecuaţii liniare de gradul întîi cu cîte şapte necunoscute, deduse pe baza relaţiei (25), n_2 ecuaţii liniare de gradul întîi cu cîte 7 necunoscute, deduse pe baza relaţiei (26), p ecuaţii liniare de gradul întîi cu cîte trei necunoscute scrise în baza relaţiei (28) şi r ecuaţii liniare de gradul întîi cu cîte trei necunoscute scrise în baza relaţiei (29), adică în total un sistem de $m = n_1 + n_2 + p + r$ ecuaţii liniare de gradul întîi, avînd în total m necunoscute. Sistemul admite soluţie unică şi este prelucrat prin programare, fiind încredinţat unei maşini de calcul cifrice care îl rezolvă determinînd cîmpul de temperatură în perete.

Fig. 3



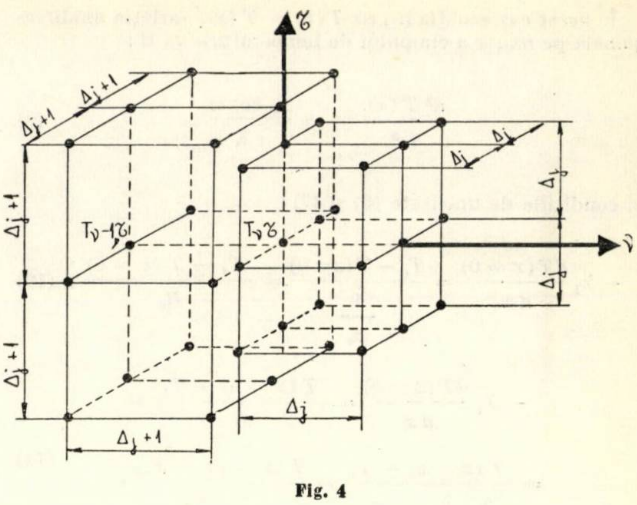


Fig. 4

Estimarea erorilor se face ţinînd seamă că în loc de diferenţiale, în legile generale s-au introdus diferenţele finite.

Avînd derivatele de ordinul doi în spaţiu, pe trei direcţii, se va scrie simbolic cu $k = x, y, z$, eroarea provenind din diferenţa :

$$e_K = \frac{\Delta_K(\Delta_K T)}{(\Delta K)^2} - \frac{\partial^2 T}{\partial K^2} = \frac{T(K+\Delta K) + T(K-\Delta K) - 2T(K)}{(\Delta K)^2} \qquad (30)$$

în care, dezvoltînd în serie Taylor pe $T\,(K + \Delta K)$ şi $T\,(K - \Delta K)$, rezultă :

$$e_K = (\Delta K)^2 \sum_{J=1}^{\infty} \frac{(\Delta K)^{2\dot{J}-4}}{(2\dot{J})!}\,T^{(2\dot{J})}(K) \qquad (31)$$

astfel încît, scriind că ordinul de mărime al erorii este $e = \sum_{K=x,y,z} e_K$ cu $\Delta x = \Delta y = \Delta z = \Delta$ se obţine, neglijînd la Δ mic termenii cu puteri mai mari decît patru ai lui Δ,

$$e = c\,\Delta^2. \qquad (32)$$

În acest fel, introducînd pentru rezolvare în maşina de calcul situaţia a două reţele de parametri Δr, cu $r = 1{,}2$ şi $\Delta_1 < \Delta_2$, va rezulta, pentru fiecare punct în care A_r sînt valorile de calcul ale temperaturilor şi A valoarea presupusă exactă :

$$e = C\,\Delta_r^2 = \frac{A_r - A}{A} \qquad (33)$$

cu care :

$$\frac{e_1}{e_2} = \frac{A_1 - A}{A_2 - A} - \frac{\Delta_1^2}{\Delta_2^2} \qquad (34)$$

relaţie din care se scoate A, rezultînd pentru fiecare punct :

$$e_1 = \frac{A_2 - A_1}{A_1\Delta_2^2 - A_2\Delta_1^2}\,\Delta_1^2, \qquad (35)$$

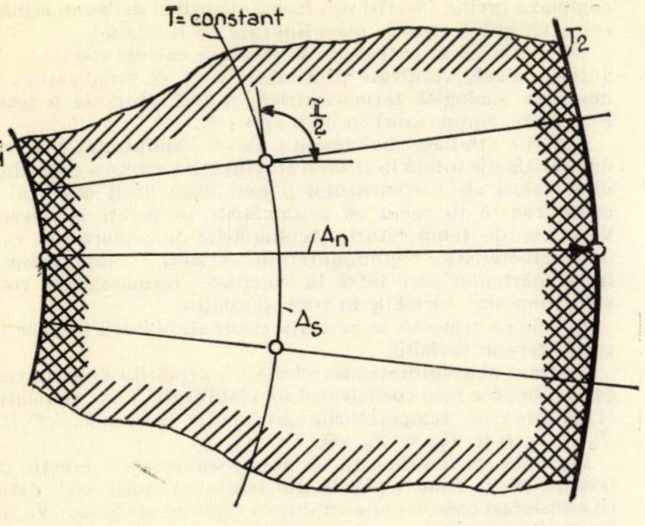


Fig. 5

eroare care este calculată direct prin programare corespunzătoare de mașina de calcul.

În aceasta se poate determina o eroare medie cu valorile medii $\overline{A}_r = \frac{1}{V}\int_V A_r \, dV = \sum_V A_r \frac{\Delta V}{V}$.

Pe contur, eroarea va fi:

$$E = \frac{\Delta n \, T}{\Delta n} - \frac{\partial T}{\partial n} = \frac{T(n + \Delta n)}{\Delta n} - \frac{\partial T}{\partial n} = \tag{36}$$

$$= (\Delta n) \sum_{j=1}^{\infty} \frac{(\Delta n)^{j-2}}{j} T^{(j)}(n) = C_1 \cdot \Delta.$$

Astfel încît valorile calculate la două rețele Δr, cu $\Delta_1 < \Delta_2$ fiind B_r, cu $r = 1{,}2$:

$$E_1 = \frac{B_2 - B_1}{B_1 \Delta_2 - B_2 \Delta_1} \cdot \Delta_1, \tag{37}$$

cu valoarea medie determinată pentru $\overline{B}_r = \frac{1}{S}\int_S B_r \, ds =$ $= \sum_S B_r \cdot \frac{\Delta S}{S}$.

Această eroare fiind calculată în mașină, ordinul de mărime al erorii va fi desigur maxima din cele determinate pentru punctul defavorabil pe baza relațiilor (35) și (37) și totodată trebuie să fie mai mică decît cea admisibilă.

Avînd cîmpul de temperatură, calculul fluxurilor se face pe tuburi de curent. Se trasează astfel liniile izoterme și liniile de flux (fig. 5), din care cu diferențe finite: $T =$ constant

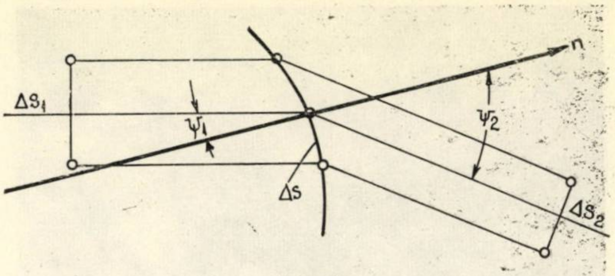


Fig. 6

$$Q_t = \frac{1}{\frac{1}{\lambda}\sum \frac{\Delta n}{\Delta s}} (T_1 - T_2). \tag{38}$$

Este de arătat că fluxul pe tubul de curent este constant, regimul termic fiind staționar.

La trecerea de la un mediu la altul frîngerea liniilor de curent se face pe baza condiției de speța a patra (fig. 6) care, în cazul prezentat al izvoarelor uniform distribuite (nefiind localizate în suprafața de contact), dau:

$$\frac{tg\,\Psi_1}{tg\,\Psi_2} - \frac{\lambda_2}{\lambda_1}. \tag{39}$$

Metoda diferențelor finite arătată sugerează direct introducerea unei analogii termoelectrice. Astfel, introducînd rezistențe electrice proporționale cu cele termice, montate între punctele caracteristice, se poate modela cu ușurință un sistem (fig. 7), în acest caz nefiind nevoie să se mai realizeze programarea și rezolvarea în mașina de calcul electronică cifrică a sistemului de ecuații. Condițiile de unicitate vor fi modulate, bineînțeles, prin rezistențe corespunzătoare; această situație este identică cu cea de mai sus, folosind însă mașina de calcul analogică.

Metoda propusă este absolut generală și se aplică în spațiul tridimensional.

În spațiul bidimensional (variație plană a temperaturilor), ecuațiile (25) și (26) devin:

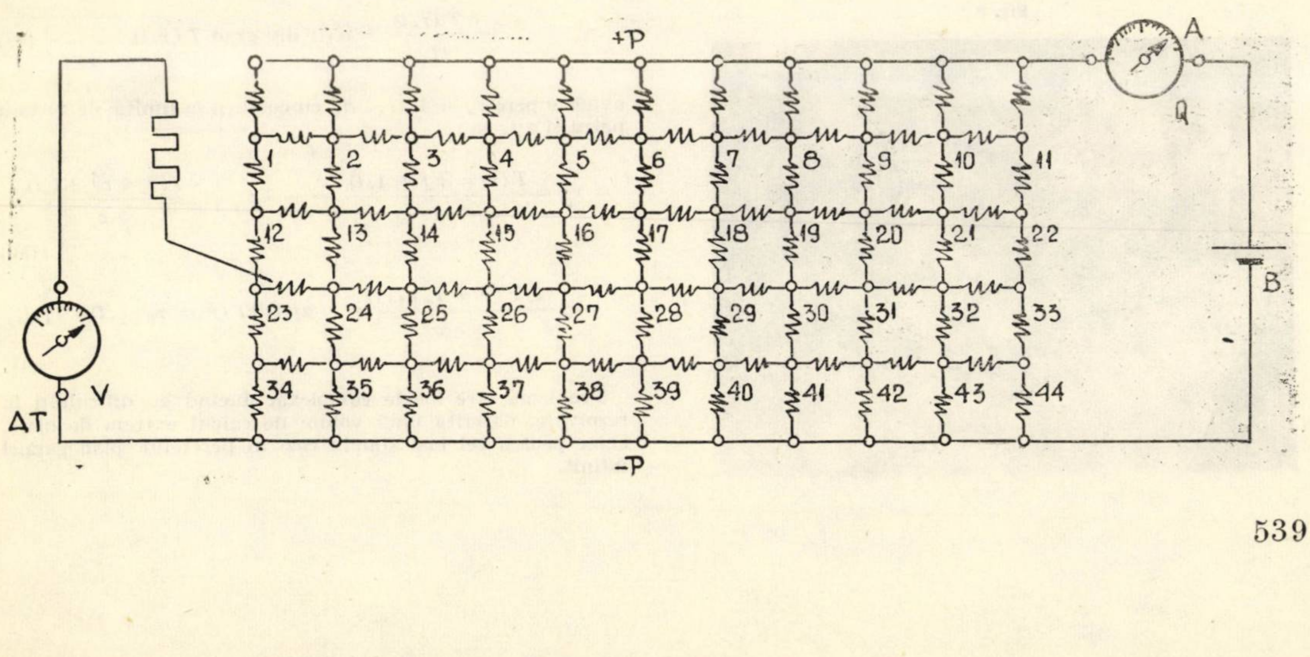
$$T_{x,y} = \frac{1}{4}(T_{x+\Delta x,y} + T_{x-\Delta x,y} + T_{x,y+\Delta y} + \tag{40}$$

$$+ T_{x,y-\Delta y}) + \frac{M}{4\lambda}\Delta^2,$$

$$T_{x,y} = \frac{1}{4}(T_{x+\Delta x,y} + T_{x-\Delta x,y} + T_{x,y+\Delta y} + T_{x,y-\Delta y}), \tag{41}$$

relațiile (28), (29), (35), (37), (38) și (39) rămînînd identice

Fig. 7



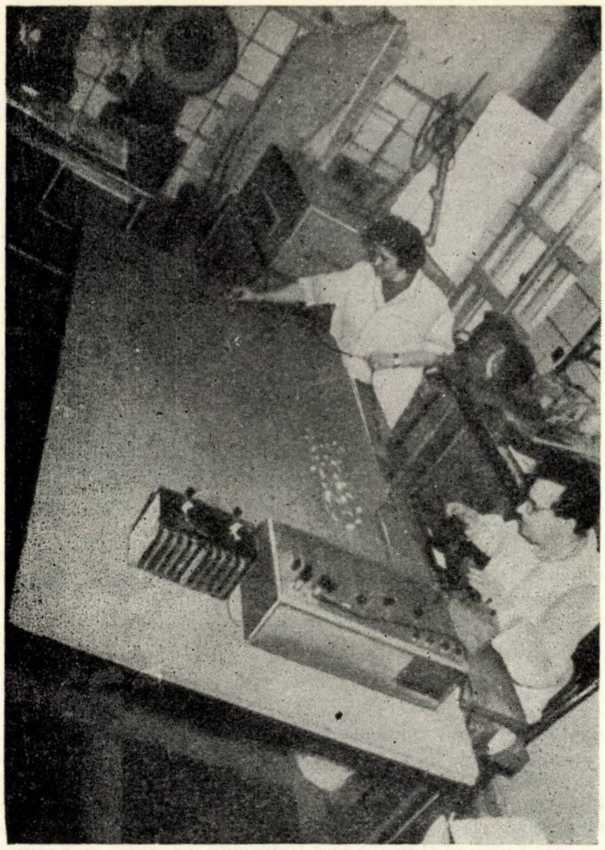


Fig. 8

În spaţiul unidimensional (al peretelui plan paralel infinit) relaţiile (25) şi (26) respectiv (40) şi (41) devin :

$$T_x = \frac{1}{2}(T_{x+\Delta x} + T_{x-\Delta x}) + \frac{M}{2\lambda}\Delta^2 \qquad (42)$$

$$T_x = \frac{1}{2}(T_{x+\Delta x} + T_{x-\Delta x}), \qquad (43)$$

celelalte (28), (29), (35), (37), (38) şi (39) rămînînd identice.

De observat că în legătură cu aplicarea acestor metode în calculul stabilităţii termice şi a fluxurilor de căldură, autorii au făcut extrem de numeroase calcule atît pe maşinile de calculat electronice cifrice (la centrul de calcul al Academiei R. S. România), cît şi pe bază de modelare analogică termoelectrică. În figurile 8 şi 9 se arată modelarea în laborator a calculării unor pereţi plani neomogeni, cu structură complexă (avînd inserţii sub formă de grinzi de beton armat, respectiv sub formă de plăci limitate de insolaţie).

De arătat că în extrem de numeroase calcule efectuate de autori, calcule verificate prin măsurători de temperatură şi modelare analogică termoelectrică, a fost obţinută o mare exactitate, anume erori cu mult sub 1 %.

Fig. 9

Cazurile studiate mai înainte ale regimului staţionar nu dau satisfacţie totală în studiul stabilităţii termice a clădirilor, dînd valori ale coeficientului β mai mari decît cele reale; cauza constă în aceea că acumulările în pereţi atenuează variaţiile de temperaturi. Acumulările de căldură sînt evident caracteristice regimului termic variabil. De fapt, majoritatea mărimilor care intră în calculele termotehnicii construcţiilor sînt variabile în timp şi spaţiu.

În cele ce urmează se va trata cazul stabilităţii termice în regim termic variabil.

Se arată că stabilitatea termică va fi urmărită de asemenea ca mai înainte prin coeficientul de stabilitate β dat de relaţia (1) în care toate temperaturile sînt funcţie de timp $T_i = T_i(t)$, $T_e = T_e(t)$ şi $T_{pe} = T_{pe}(t)$.

Insolaţia va fi urmărită de asemenea printr-o funcţie de izvoare $M(t)$, fiind separată din schimbul superficial, datorită aceloraşi considerente expuse la regimul staţionar. Variaţia în timp a funcţiei de izvoare rezultă din $A = A(t)$, $e = e(T)$ şi $\omega = \omega(t)$ (a se vedea componenţa lui M din relaţia (2) introdusă anterior).

Variaţia lui M :

$$M = M(t) \qquad (44)$$

se poate deduce urmărind relaţia (2). De observat că funcţia de izvoare este uniform repartizată, fiind funcţie, aşa cum s-a spus, doar de timp.

Cu aceasta, avînd cîmpul de temperaturi $T(\bar{r}, t)$, pe porţiuni considerate omogene $a = \dfrac{\lambda(t)}{\rho(t)\,C_p(t)} = a(t)$, ecuaţia lui Fourier va fi pentru porţiunea cu absorbţie de insolaţie :

$$\begin{aligned}\frac{\partial T(\bar{r}, t)}{\partial t} &= \frac{1}{\rho(t)\,C_p(t)}\,\text{div}\,[\lambda(t)\,\text{grad}\,T(\bar{r}, t)] + \\ \frac{M(t)}{\rho(t)\,C_p(t)} &= a(t)\,\text{div grad}\,T(\bar{r}, t) + \frac{M(t)}{\rho(t)\,C_p(t)},\end{aligned} \qquad (45)$$

deoarece a nu este funcţie de r la corpuri omogene, cu condiţii de unicitate temporale şi la limită, de speţa a treia şi a patra.

$$T(\bar{r}, t = t_0) = T_0(\bar{r}), \qquad (46)$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_e, t)}{\partial n} = \alpha_e(t)\,[T_e(t) - T(\bar{r} = \bar{r}_e, t)], \qquad (47)$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_i, t)}{\partial n} = -\lambda_2 \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_i, t)}{\partial n}. \qquad (48)$$

De observat că, în cazul condiţiei de speţa a patra, pentru părţile neinsolate, ecuaţia lui Fourier (45) devine cu $M = 0$:

$$\frac{\partial T(\bar{r}, t)}{\partial t} = a(t)\,\text{div grad}\,T(\bar{r}, t) \qquad (49)$$

avînd n pereţi $j = 1,2\ldots n$, cu condiţii la limită de speţa a patra şi a treia :

$$-\lambda_j \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}j + 1, t)}{\partial x} = -\lambda_{j+1} \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}j + 1, t)}{\partial x}, \qquad (50)$$

$$-\lambda_n \frac{\partial T(\bar{r} = \bar{r}_{n+1}, t)}{\partial x} = \alpha_i(t)\,[T(\bar{r} = \bar{r}_{n+1}, t) - T_i(t)]. \qquad (51)$$

Problema este foarte complexă, ducînd la dificultăţi în rezolvare, datorită unui volum de calcul extrem de mare, chiar pentru cel mai simplu caz al peretelui plan paralel infinit.

Astfel, plecînd de la o funcţie de izvoare periodică :

$$M(t) = \frac{A(t)\,e(t)\cos\omega(t)}{\varepsilon} \tag{52}$$

de forma din figura 10, funcţia $M(t)$ putînd fi scrisă sub formă de serie trigonometrică Fourier, rezultă din (45) şi (49) :

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a_1 \text{ div grad } T(x,t) +$$

$$F(t) = a_1 \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} + F(t), \tag{53}$$

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a_j \text{ div grad } T(x,t) = \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} \tag{54}$$

ecuaţia (53) fiind pentru stratul insolat ε şi (54) pentru celelalte straturi neinsolate.

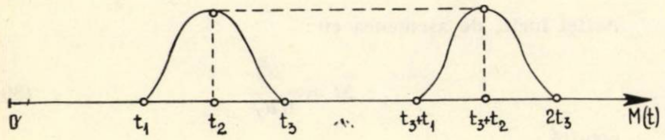


Fig. 10

În toate acestea, cele $(n+1)$ condiţii de unicitate temporale sînt :

$$T(x, t=0) = T_0(x), \tag{55}$$

$$T'_j(x, t=0) = T_{0j}(x). \tag{55 a}$$

Cele două condiţii la limită de speţa a treia pentru stratul de perete insolat şi pentru stratul interior sînt :

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(x=0,t)}{\partial x} = \alpha_e\,[Te - T(x=0,t)], \tag{56}$$

$$-\lambda_j \frac{\partial T'\left(x = \sum\limits_{j=1}^{j} \delta_j, t\right)}{\partial x} = \alpha_i \left[T'\left(x = \sum\limits_{j=1}^{n} \delta_j, t\right) - T_i \right], \tag{57}$$

iar condiţiile la limită de speţa a patra de contact :

$$-\lambda_1 \frac{\partial T(x=\varepsilon,t)}{\partial x} = -\lambda_1 \frac{\partial T'(x=\varepsilon,t)}{\partial x}, \tag{58}$$

$$-\lambda_j \frac{\partial T'\left(x = \sum\limits_{j=1}^{j} \delta_j, t\right)}{\partial x} = -\lambda_{j+1} \frac{\partial T'\left(x = \sum\limits_{j=1}^{j} \delta_j, t\right)}{\partial x}, \tag{59}$$

cu $j = 1, 2 \ldots n-1$, deci n condiţii, în total $n+1$ condiţii temporale şi $n+3$ condiţii la limită.

În cele ce urmează nu vom insista asupra rezolvării directe a problemei de mai sus, deoarece metoda generală de calcul pentru un caz oarecare, folosind o maşină electronică cifrică pe calcul, duce la soluţionare imediată convenabilă, chiar şi pentru cazul simplu urmărit.

Rezolvarea problemei va consta în aritmetizarea ecuaţiilor diferenţiale şi a condiţiilor la limită, folosind diferenţe finite, sistemele de ecuaţii urmînd să fie încredinţate spre soluţionare maşinii de calcul.

De observat că în folosirea diferenţelor finite se poate folosi scrierea directă sau cea inversă. Scrierea directă rezolvă problema printr-un calcul aritmetic simplu, nemaifiind necesar să se folosească maşina de calcul, prezentînd însă, după cum au arătat cercetările matematice, dificultatea că nu este totdeauna convergentă, anume o perturbare introdusă accidental în calcul nu se stinge în timp în efectuarea calculelor. Metoda scrierii directe cu estimarea erorilor apare însă ca posibilă de folosit în toate cazurile, aşa încît în cele ce urmează se va porni de la aceasta, după care se va introduce şi metoda scrierii inverse, care duce la sisteme de ecuaţii, deci la necesitatea de a folosi maşini de calcul, dar care este însă totdeauna convergentă.

Deci, pentru rezolvarea problemei se impune :

1) Aritmetizarea ecuaţiilor diferenţiale şi a condiţiilor la limită.

2) Asigurarea convergenţei metodei folosite (a faptului că o perturbare accidentală introdusă în calcul se anulează în timpul calculului respectiv) sau, ceea ce este mai bine, aproximarea erorii de calcul pentru problema concret studiată.

3) Programarea sistemelor de ecuaţii algebrice pentru maşina de calcul.

4) Rezolvarea sistemelor, estimarea pe maşină a erorii şi folosirea rezultatelor.

Ultimele două puncte se referă la cazul scrierii inverse. În ambele cazuri, ale scrierii directe şi indirecte, ecuaţiile generale care trebuie analizate cu reţea tridimensională cubică de parametru Δ sînt :

— pentru zona cu izvoare interioare :

$$\frac{\Delta_t T}{\Delta t} = \frac{a}{\Delta^2}\,[\Delta_x(\Delta_x T) + \Delta_y(\Delta_y T) + \Delta_z(\Delta_z T)] + \frac{M(t)}{\rho\, C_p}, \tag{60}$$

— pentru zona fără izvoare interioare $M(t) = 0$.

Urmărind figura 2 cu o scriere analogă $T(x, y, z, t) = T_{x,y,z,t}$ şi $T(x, y, z, t+\Delta t) = T_{x,y,z,t+\Delta t}$, rezultă în scrierea directă :

$$\Delta_t T = T_{x,y,z,t+\Delta t} - T_{x,y,z,t} \tag{61}$$

$$\Delta_x(\Delta_x T) = T_{x+\Delta x,y,z,t} + T_{x-\Delta x,y,z,t} - 2\,T_{x,y,z,t}, \tag{62}$$

$$\Delta_y(\Delta_y T) = T_{x,y+\Delta y,z,t} + T_{x,y-\Delta y,z,t} - 2\,T_{x,y,z,t}, \tag{63}$$

$$\Delta_z(\Delta_z T) = T_{x,y,z+\Delta z,t} + T_{x,y,z-\Delta z,t} - 2\,T_{x,y,z,t}, \tag{64}$$

cu care, înlocuite în (60), rezultă :

$$\Delta t = \frac{\Delta_j^2}{6\,a_j} \tag{65}$$

şi temperatura în centrul cubului cu latura 2Δ, deci cu $(2\Delta)^3 = 8\,\Delta^3$, opt cuburi elementare, la $t + \Delta t$:

$$\begin{aligned} T_{x,y,z,t+\Delta t} = \frac{1}{6}\,(& T_{x+\Delta x,y,z,t} + T_{x-\Delta x,y,z,t} + \\ & + T_{x,y+\Delta y,z,t} + T_{x,y-\Delta y,z,t} + T_{x,y,z+\Delta z,t} + \\ & + T_{x,y,z-\Delta z,t}) + \frac{M(t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta t. \end{aligned} \tag{66}$$

Pentru zonele fără izvoare interioare $M(t) = 0$.

Din relaţia (68) rezultă, la acelaşi Δt, relaţiile între parametrii reţelelor :

$$\Delta_i = \Delta_j \sqrt{\frac{a_i}{a_j}}. \tag{67}$$

De observat că pentru timpul $t + 2\,\Delta t$ se va scrie :

$$T_{x,\,y,\,z,\,t\,+\,2\,\Delta t} = \frac{1}{6}\,(T_{x+\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} + \\ + T_{x,\,y+\Delta y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x,\,y-\Delta y,\,z,\,t+\Delta t} + \qquad (68) \\ + T_{x,\,y,\,z+\Delta z,\,t\,+\,\Delta t} + T_{x,\,y,\,z+\Delta z,\,t+\Delta t}) + \frac{M\,(t + \Delta t)}{\rho\, C_p}\,\Delta\, t.$$

De observat că ecuaţia (66), în cazul cînd se cunoaşte condiţia de repartiţie a temperaturilor la timpul iniţial, respectiv $M\,(t)$, revine la o ecuaţie de gradul întîi cu o singură necunoscută, cea din membrul întîi, deci se rezolvă direct şi imediat.

În total, din cele n puncte ale reţelei, se remarcă $p_1 = \sum_{j=1}^{n} p_{1j}$ puncte interioare în n straturi, fără izvoare interioare, şi p_2 puncte în stratul superficial cu izvoare interioare, deci $p = p_1 + p_2$ puncte, pentru care se scriu ecuaţii de forma (66) cu $M\,(t) = 0$ şi $M\,(t)$ cunoscut.

Pentru r puncte de pe contur se scriu condiţiile la limită de speţa a treia (schimb superficial) care din figura 3 cu scrierea adecvată dau :

$$T_{\nu,\,\tau,\,t+\Delta t} = \frac{Bi_j\, T_j\,(t + \Delta t) + T_{\nu+\Delta\nu,\,\tau,\,t+\Delta t}}{Bi_j + 1} \qquad (69)$$

cu $Bi_j = \dfrac{\alpha j\,(t + \Delta t).\,\Delta}{\lambda}$, criteriul denumit după Biot cu $j = i,\ e$ (i = interior şi e = exterior) şi $T_j\,(t + \Delta\, t)$ temperaturile în interior şi exterior.

De observat că $T_\nu + \Delta_\nu,\ \tau,\ t + \Delta t$, fiind determinat de o relaţie (66) cu $M\,(t)$ sau $M\,(t) = 0$, ecuaţia (68) este o ecuaţie de gradul întîi cu o singură necunoscută, cea din membrul întîi, care se rezolvă imediat printr-un calcul pur aritmetic.

Pentru cele s puncte de contact, condiţiile de speţa a patra (a se vedea figura 4 cu scrierea adecvată) rezultă :

$$T_{\nu,\,\tau,\,t+\Delta t} = \frac{\dfrac{\Delta_{j+1}}{\Delta_j}\cdot\dfrac{\lambda_j}{\lambda_{J+1}}\cdot T_{\nu+\Delta\nu,\,\tau,\,t+\Delta t} - T_{\nu-\Delta\nu,\,\tau,\,t+\Delta t}}{\dfrac{\Delta_{J+1}}{\Delta_j}\cdot\dfrac{\lambda_j}{\lambda_{J+1}} - 1} \qquad (70)$$

o relaţie de gradul întîi cu o singură necunoscută, cea din membrul întîi.

În total deci sînt $m = p + r + s$ ecuaţii de gradul întîi cu cîte o singură necunoscută, care dă cîmpul de temperaturi la timpul $t + \Delta t$.

În mod asemănător se rezolvă problema pentru timpul $t + 2\Delta t,\ t + 3\,\Delta t$, etc.

Estimarea erorilor dă, pe lîngă relaţiile (30), (31) şi (32), eroarea de repartiţie în timp :

$$e_t = \frac{\Delta_t\, T}{\Delta\, t} - \frac{\partial T}{\partial\, t} = \frac{T\,(t + \Delta\, t) - T\,(t)}{\Delta t} - \\ - \frac{\partial\, T}{\partial\, t} = \sum_{j=2}^{\infty} \frac{(\Delta\, t)^{j-1}}{J\,!}\; T^{(J)}\;(t) \qquad (71)$$

care cu $\Delta t = \dfrac{\Delta^2}{6\,a}$ dă :

$$e_t = C_t\,\Delta^2 \qquad (72)$$

deci :

$$e = C\Delta^2 \qquad (73)$$

cu aceasta urmărind calculul de mai înainte cu două reţele de dimensiuni Δ_{1j} şi Δ_{2j} (33)... (35) :

$$e_1 = \frac{A_2 - A_1}{A_1\,\Delta_2^2 - A_2\,\Delta_1^2}\cdot\Delta_1^2 \qquad (74)$$

sau eroarea medie cu $\overline{A}_r = \sum_v A_r\,\dfrac{\Delta V}{V}.$

Pe contur, eroarea va fi (36)... (37) :

$$E = \frac{B_2 - B_1}{B_1\,\Delta_2 - B_2\,\Delta_1}\cdot\Delta_1 \qquad (75)$$

şi valoarea medie cu $\overline{B}_r = \sum_s B_r\,\dfrac{\Delta S}{S}.$

Calculul fluxului se face cu relaţia (38)... (39) cu datele din figurile 5, respectiv 6.

În scrierea indirectă, pornind de asemenea de la ecuaţia (60), în baza figurii 2 :

$$\Delta_t\, T = T_{x,\,y,\,z,\,t} - T_{x,\,y,\,z,\,t\,+\,\Delta t}, \qquad (76)$$

$$\Delta_x(\Delta_x T) = T_{x\,+\,\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} - 2\,T_{x,\,y,\,z,\,t\,+\Delta t}, \qquad (77)$$

$$\Delta_y\,(\Delta_y T) = T_{x,\,y+\Delta y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x.\,y-\Delta y.z,\,t+\Delta t} - 2\,T_{x,\,y,\,z,\,t+\Delta t}, \qquad (78)$$

$$\Delta_z\,(\Delta_z T) = T_{x,\,y,\,z+\Delta\,z,\,t+\Delta t} + T_{x,\,y,\,z-\Delta z\,,t+\Delta t} - 2\,T_{x,\,y,\,z,\,t+\Delta t}, \qquad (79)$$

Astfel încît, de asemenea cu :

$$\Delta t = \frac{\Delta_J^2}{6\,a_j} \qquad (80)$$

rezultă :

$$T_{x,y,z,t} = \frac{1}{6}\,(T_{y+\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,z,\,t+\Delta t} + \\ + T_{x,\,y+\Delta y,\,z\cdot\,t+\Delta t} + T_{x,\,y-\Delta y,\,z,\,t+\Delta t} + T_{x,\,y,\,z+\Delta z,\,t\,+\,\Delta t} + \\ + T_{x,\,y,\,z-\Delta z,\,t+\Delta t}) + \frac{M\,(t + \Delta t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta t. \qquad (81)$$

pentru zonele fără izvoare $M\,(t) = 0$.

În afară de această ecuaţie care are şase necunoscute, rezultă relaţia (69) cu trei necunoscute şi ecuaţia (70) cu trei necunoscute, deci un sistem de $m = p + r + s$ ecuaţii cu m necunoscute în total, sistem care se rezolvă de o maşină de calcul electronică cifrică.

În cazul bidimensional, ecuaţia fiind :

$$\frac{\Delta_t\, T}{\Delta_t} = \frac{a_j}{\Delta^2}\,[\Delta_x\,(\Delta_x\, T) + \Delta_y\,(\Delta_y\, T)] + \frac{M\,(t)}{\rho\, C_p}, \qquad (82)$$

în scriere directă cu :

$$\Delta_t\, T = T_{x,y,\,t+\Delta t} - T_{x,\,y,\,t} \qquad (83)$$

$$\Delta_x\,(\Delta_x\, T) = T_{x+\Delta x,\,y,\,t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,t} - 2\,T_{x,\,y,\,t} \qquad (84)$$

$$\Delta_y\,(\Delta_y\, T) = T_{x,\,y+\Delta y,t} + T_{x,\,y-\Delta y,\,t} - 2\,T_{x,\,y,\,t}, \qquad (85)$$

punînd :

$$\Delta t = \frac{\Delta_j^2}{4\,aj} \qquad (86)$$

rezultă :

$$T_{x,\,y,\,t+\Delta t} = \frac{1}{4}\,(T_{x+\Delta x,\,y,\,t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,z} + T_{x,\,y+\Delta y,\,t} + \\ + T_{x,\,y+\Delta y,\,t}) + \frac{M\;(t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta t \qquad (87)$$

avînd pentru zonele fără izvoare $M\,(t) = 0$.

Condiţiile la limită sînt identice cu cele de mai înainte.

În cazul scrierii indirecte :

$$\Delta_t\, T = T_{x,\,y,\,t} - T_{x,\,y,\,t+\Delta t}, \qquad (88)$$

$$\Delta_x(\Delta_x\, T) = T_{x+\Delta x,\,y,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,t+\Delta t} - 2\,T_{x,\,y,\,t+\Delta t}, \qquad (89)$$

$$\Delta_y(\Delta_y\, T) = T_{x,\,y+\Delta y,\,t+\Delta t} + T_{x,\,y-\Delta y,\,t+\Delta t} - 2\,T_{x,\,y,\,t+\Delta t}, \qquad (90)$$

astfel încît, în loc de (27), rezultă :

$$T_{x,\,y,\,t} = \frac{1}{4}\,(T_{x+\Delta x,\,y,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,y,\,t+\Delta t} +$$

$$+ T_{x,\,y+\Delta y,\,t+\Delta t} + T_{x,\,y-\Delta y,\,t+\Delta t}) + \frac{M(t+\Delta t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta t. \qquad (91)$$

În cazul unidimensional, pornind de la :

$$\frac{\Delta_t\, T}{\Delta t} = \frac{aj}{\Delta^2}\,[\Delta_x(\Delta_x\, T)] + \frac{M\,(t)}{\rho\, C_p} \qquad (92)$$

în scriere directă cu :

$$\Delta_t\, T = T_{x,\,t+\Delta t} - T_{x,t} \qquad (93)$$

$$\Delta_x\,(\Delta_x\, T) = T_{x+\Delta x,\,t} + T_{x-\Delta x,\,t} - 2\, T_{x,\,t} \qquad (94)$$

cu :

$$\Delta t = \frac{\Delta_j^2}{2\,aj} \qquad (95)$$

rezultă :

$$T_{x,\,t+\Delta t} = \frac{1}{2}\,(T_{x+\Delta x,\,t} + T_{x-\Delta x,\,t}) + \frac{M\,(t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta\, t \qquad (96)$$

şi în scriere indirectă :

$$\Delta_t T = T_{x,\,t+\Delta t} - T_{x,t} \qquad (97)$$

$$\Delta_x\,(\Delta_x T) = T_{x+\Delta x,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,t+\Delta t} - 2\, T_{x,\,t+\Delta t} \qquad (98)$$

rezultă în loc de (96) :

$$T_{x,\,t} = \frac{1}{2}\,(T_{x+\Delta x,\,t+\Delta t} + T_{x-\Delta x,\,t+\Delta t}) + \frac{M\,(t+\Delta t)}{\rho\, C_p}\cdot\Delta t \qquad (99)$$

$$\Delta t = \frac{\Delta_j^2}{2\,aj}\,. \qquad (100)$$

Acesta din urmă (cazul unidimensional) este cazul peretelui plan paralel infinit, analizat mai înainte. Condiţiile la limită sînt tot (69) şi (70), iar estimarea erorilor s-a făcut prin (74) şi (75), luîndu-se ca eroare estimată cea mai mare dintre cele două calculate.

Şi aici metoda diferenţelor finite poate fi înlocuită, dacă se foloseşte calculul analogic termoelectric, o modelare de tipul celei din figura 7, lucrînd însă cu variaţia tensiunilor în timp pe baza unor surse cuplate cu rezistenţe variabile corespunzătoare şi prin introducerea unor capacităţi electrice care ţin seama de acumulare.

Se arată aici că metodele propuse au fost folosite intens de autori în calcule care au fost făcute la Institutul de construcţii din Bucureşti, în Institutul de cercetări în construcţii din Bucureşti, în Comitetul de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare, dînd rezultate corespunzătoare în cele mai diferite cazuri cerute de practică.

Efectul umpluturilor laterale la fundaţii masive de maşini

II

Ing. T. Gereb, dr. ing. N. Posea,
ing. S. Murgulescu, ing. C. Manea

1. INTRODUCERE

Pentru stabilirea cantitativă a efectului umpluturilor laterale la fundaţii masive de maşini au fost făcute cercetări [13] prin experienţe pe model (fundaţie de 123,6 kgf) în laboratorul de rezistenţa materialelor al Institutului de petrol, gaze şi geologie din Bucureşti.

În această lucrare se prezintă continuarea cercetărilor privind efectul umpluturilor laterale, ca urmare a unor experienţe pe modele relativ mari (fundaţii de 12 tf şi 24 tf) efectuate la Institutul de cercetări în construcţii (INCERC), unde există o instalaţie specială pentru producerea şi înregistrarea oscilaţiilor.

Din partea INCERC au participat la experimentări : dr. ing. H. Sandi, dr. ing. Şerbănescu şi ing. Mironescu.

Menţionăm că rezultatele obţinute în urma acestor cercetări, avînd în vedere consecinţele tehnico-economice deosebite ale principiilor demonstrate în lucrare, vor fi incluse în ,,Instrucţiuni pentru proiectarea şi executarea fundaţiilor de maşini'' care se elaborează în prezent la Institutul de studii şi proiectări energetice (ISPE).

În scopul înţelegerii conţinutului acestei lucrări se reamintesc din primul articol, [13], care este necesar să fie studiat în prealabil, următoarele concluzii :

a) Toată literatura de specialitate, pentru calculul fundaţiilor masive de maşini, admite :

— ipoteza conlucrării fundaţiei cu pămîntul numai prin intermediul tălpii de fundaţie, adică neglijează total efectul umpluturilor laterale ;

— existenţa unor forţe elastice orizontale (de lunecare) la suprafaţa de contact a tălpii fundaţiei cu pămîntul, caracterizate prin coeficienţii de rigiditate elastică C_x, C_y ; această ipoteză duce la apariţia a cîte două frecvenţe proprii orizontale în fiecare din planurile principale ale unei fundaţii care conţin axele x, y (orizontale).

b) Conform experienţelor efectuate pe modele mici, de către autori [13], a rezultat :

— Umpluturile laterale influenţează în mod substanţial comportarea dinamică a fundaţiei şi, în comparaţie cu fundaţia neîngropată, frecvenţa proprie orizontală creşte pînă la dublu, iar amplitudinile orizontale se reduc pînă la $\frac{1}{5}$. Legea de creştere a frecvenţei proprii în sens orizontal şi legea de atenuare a amplitudinilor orizontale s-au aproximat sub forma unor funcţii liniare dependente de variabila $\zeta \left(\text{raportul între înălţimea îngropată a fundaţiei, } h_u \text{ şi înălţimea totală, } h : \zeta = \frac{h_u}{h}\right)$

— Oscilaţiile orizontale la talpa fundaţiei sînt atît de mici, încît, practic, nu poate fi pus în evidenţă un efect măsurabil al deformaţiilor elastice la baza fundaţiei. De aceea frecvenţa proprie orizontală, în fiecare din direcţiile principale x, y, poate fi calculată în situaţia lipsei deplasărilor orizontale la bază.

În consecinţă, experienţele efectuate nu au verificat ipotezele calculului clasic.

c) Introducerea în calcul a efectului umpluturilor laterale corespunde unei situaţii reale şi duce la realizarea de mari economii (investiţii şi material metalic), aşa cum s-a arătat prin comparaţia făcută între grupul de fundaţii proiectat în ISPE cu considerarea efectului umpluturilor laterale şi un grup, perfect identic, proiectat şi realizat în R.F.G. după teoria clasică.

2. CERCETĂRI EXPERIMENTALE NOI

Pentru stabilirea cantitativă a efectului umpluturilor laterale în cazul unor fundaţii reale, ţinînd seamă de aprecierile pozitive, dar şi de reticenţele formulate faţă de extrapolarea rezultatelor de pe modele la fundaţii reale*, s-au efectuat noi încercări pe două fundaţii mari, avînd suprafaţa tălpii de circa 2,9 m², respectiv 4,5 m². Fiecare fundaţie a fost acţionată după ambele direcţii principale orizontale şi pentru fiecare excitare s-au înregistrat amplitudinile în direcţiile principale orizontale, amplitudinile verticale şi rotaţia fundaţiei; astfel, fiecare rezultat se obţine din cîte patru date experimentale.

---

* Prof. dr. ing. Major, din Budapesta; prof. ing. Gh. Buzdugan, ing. Neumeuer de la catedra de fundaţii a universităţii tehnice din Berlin–Charlottenburg; ing. E. Konecki din Londra.

În aceste condiţii, cînd modelele încercate sînt fundaţii la scară naturală şi cînd rezultatele experimentale se obţin din interpolarea mai multor date înregistrate, se apreciază că rezultatele obţinute sînt aplicabile şi fundaţiilor reale. În acest scop, pe baza datelor experimentale, s-au întocmit formule de calcul care determină cantitativ efectul umpluturilor laterale asupra comportării dinamice a fundaţiilor masive de maşini. Se precizează că aceste formule sînt pur empirice, că ele rezultă din interpretarea rezultatelor experimentale cu ajutorul unor raţionamente plauzibile şi că această cale, după părerea autorilor, este singura în măsură, în etapa actuală, să ducă la o rezolvare apropiată de realitate a problemei propuse.

Abordarea problemei pornind de la ecuaţiile dinamice din teoria elasticităţii bazate pe ipoteza semispaţiului elastic infinit, duce la sisteme de ecuaţii diferenţiale, care, pentru cazul corpurilor anizotrope, în care relaţiile dintre eforturi şi deformaţii conţin 36 de constante, nu au fost scrise nici măcar sub formă literală. Ţinînd seamă de faptul că sistemul de ecuaţii diferenţiale în cazul solului omogen şi izotrop a fost rezolvat numai în anumite situaţii cu totul particulare ([6], cap. III.6.1) şi de imposibilitatea cunoaşterii caracteristicilor elastice punctuale pentru pămîntul anizotrop ales pentru umpluturi, rezultă că abordarea problemei sub această formă este imposibilă.

De asemenea, procedeul deducerii efectului dinamic al umpluturilor laterale pe bază de calcul [16], din ecuaţiile dinamice ale unui bloc rigid, cu admiterea arbitrară pentru umpluturi a unor coeficienţi elastici similari cu coeficienţii de pat (C_z, C_x,C_φ) de sub talpa de fundaţie, nu este încununat de succes din cauza necunoaşterii interacţiunii intime dintre pămînt şi fundaţie. Din această cauză deducţiile din [16], care a apărut după [13], nu au putut fi puse în concordanţă cu experienţele efectuate de noi. Astfel, deducţia finală şi practică a lucrării [16], care precizează că amplitudinile orizontale ale fundaţiei se reduc cu cel mult 1/3 din valoarea amplitudinii din starea neîngropată, este contrazisă de experienţele noastre (modele mici [13] şi modele la scară naturală), din care au rezultat reduceri ale amplitudinilor datorită umpluturilor laterale, pînă la 1/10 din valoarea amplitudinilor orizontale ale fundaţiilor neîngropate, chiar şi la fundaţii cu adîncimi îngropate relativ moderate.

A. Descrierea experienţelor

Cele două blocuri de fundaţie, amplasate ca în figura 1, au elementele geometrice şi mecanice trecute în tabela 1. Sistemul de axe considerat xyz are originea în centrul tălpii de fundaţie (fig. 2). Elementele care nu rezultă direct din figura 2 au următoarele semnificaţii: A — suprafaţa tălpii de fundaţie; I_x, I_y, i_x,i_y — momentele de inerţie, respectiv razele de inerţie ale tălpii de fundaţie; Q, $\overline{m}$ greutatea, respectiv masa blocului; J_x,J_y — momentele de inerţie ale masei blocului faţă de axa x, respectiv y a tălpii de fundaţie.

La suprafaţa superioară a fundaţiilor (cota ± 0,00) s-a înglobat cîte o placă metalică (320 × 320 × 12 mm³) prinsă în beton cu praznuri de Ø 12, pe care s-a sudat o ramă metalică (fig. 3 a,b). De această ramă metalică (fig. 3 a,b) se fixa, prin şuruburi, excentricul, care, astfel, putea foarte uşor să fie schimbat după axul x pe y sau de la o fundaţie la alta. Excentricul era acţionat printr-o curea de un electromotor de 3,5 kW, cu turaţii variabile între 300—3 000 rot/min.

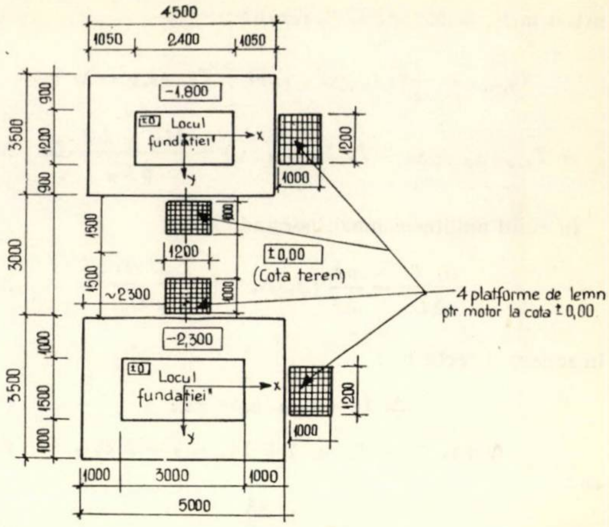


Fig. 1

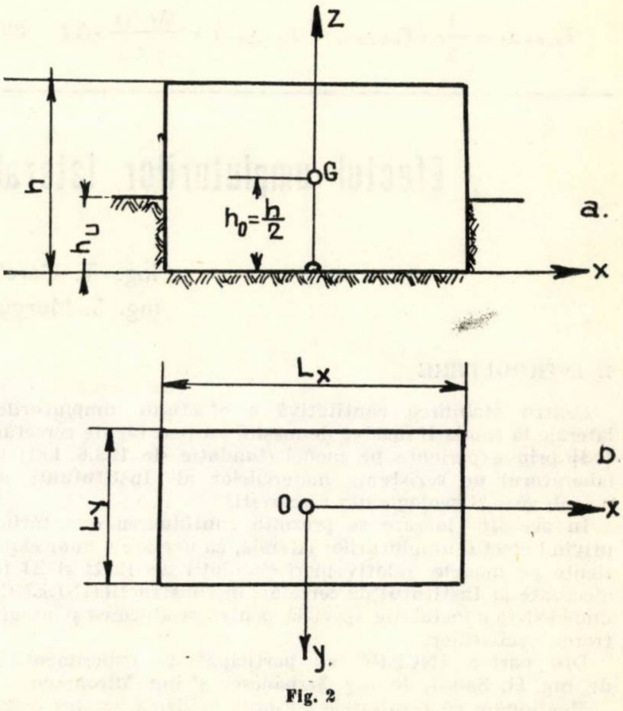


Fig. 2

Pentru fixarea electromotorului s-au amenajat patru platforme de lemn (fig. 1) prinse în pămînt cu ţăruşi de lemn. În funcţie de direcţia de acţionare a excentricului, electromotorul se fixa provizoriu pe una din platforme cu ajutorul a cîte patru cuie.

Excentricul (fig. 3 c) a avut greutatea de 2,142 kgf şi o excentricitate r = 7,02 cm. Greutatea lui însă putea fi mărită prin adăugarea unor greutăţi suplimentare, care s-ar fi montat printr-o simplă înşurubare.

Ca aparate de măsură s-au utilizat cîte opt seismometre (Vegik) cu amplificări pînă la 3 200 ori şi s-au înregistrat

Tabela 1

Fundaţia	L_x m	L_y m	h m	A m²	I_x m⁴	I_y m⁴	i_x m	i_y m	Q tf	$\overline{m}$ tf·s²/m	J_x tfms²	J_y tfms²
Fundaţia mică . . .	2,40	1,20	1,80	2,88	0,346	1,380	0,347	0,692	12,0	1,2	1,440	1,872
Fundaţia mare. . .	3,00	1,50	2,30	4,50	0,843	3,375	0,434	0,865	24,0	2,4	4,690	6,040

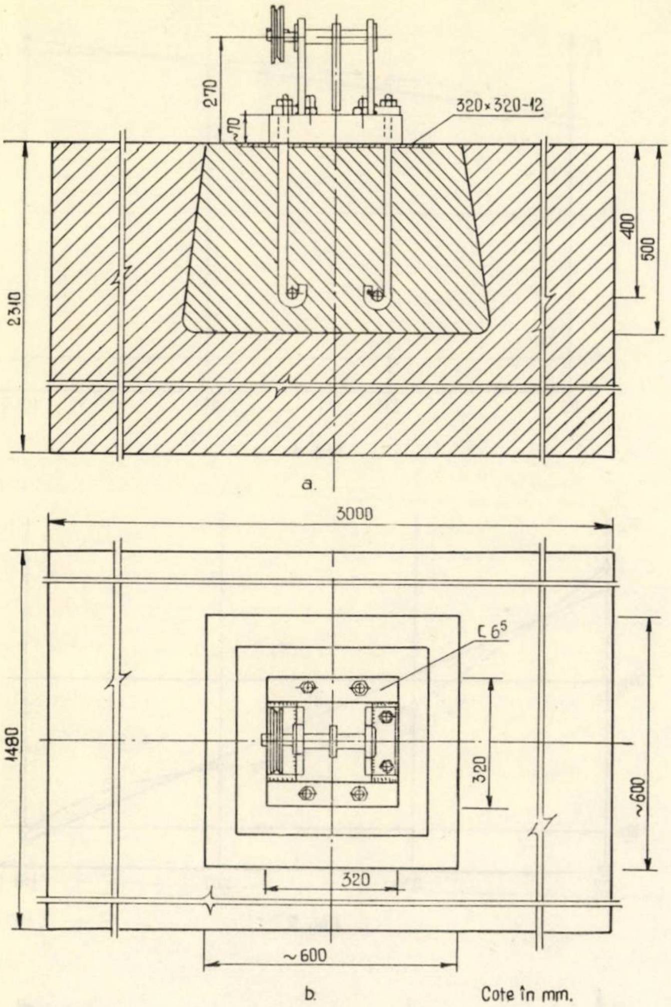
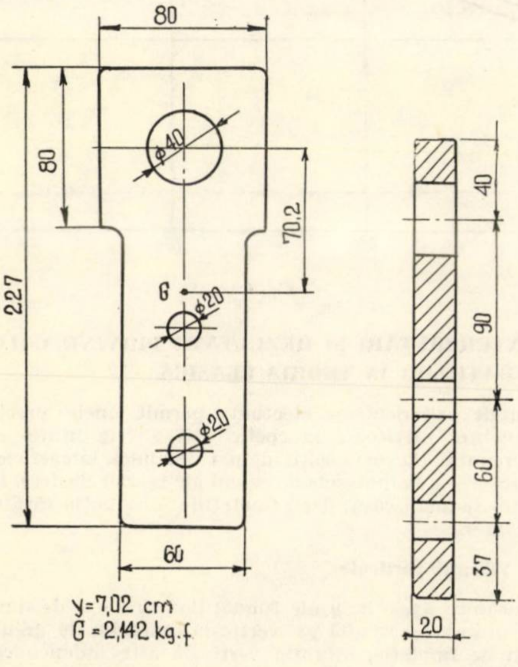


Fig. 3 a și b

Fig. 3 c



concomitent, la suprafaţa superioară a fundaţiei, deplasările verticale şi orizontale ale blocului. Se precizează că aparatele de înregistrat au fost dispuse astfel, încît să se obţină şi rotirile fundaţiilor faţă de cele trei axe x,y,z. Pentru înregistrarea directă a deplasărilor de la baza fundaţiei, în situaţia neîngropată, s-au folosit tastografe şi accelerometre.

Experienţele propriu-zise au constat din acţionarea dinamică a fundaţiilor în sensul axelor x, y, aducerea lor în stare de rezonanţă şi înregistrarea continuă a amplitudinilor pe direcţiile precizate mai sus. Pentru evidenţierea efectului umpluturilor laterale, fiecare fundaţie s-a experimentat în situaţiile : fără umplutură, deci în condiţiile ipotezelor teoriei clasice ; cu umplutură pînă la o treime din înălţime $\zeta = 1/3$; cu umplutură pînă la două treimi din înălţime, $\zeta = 2/3$ şi complet îngropată, $\zeta = 1$.

Umpluturile s-au executat cu pămîntul rezultat din groapa fundaţiei, care reprezintă o argilă prăfoasă coezivă, deoarece nu am avut posibilitatea practică a efectuării unor umpluturi cu material necoeziv. Se precizează că pereţii gropilor de fundaţie ($h = 1{,}80$ m, respectiv $h = 2{,}30$ m) şi-au menţinut verticalitatea fără susţineri şi numai la înmuierea datorită ploilor au prezentat uşoare prăbuşiri.

Presiunile statice pe teren sînt : $\sigma_{st} = 0{,}416$ kgf/cm² la fundaţia mică şi $\sigma_{st} = 0{,}532$ kgf/cm² la fundaţia mare.

Din momentul forţei perturbatoare $F = \frac{Q_{ex}}{g} \cdot r\,\omega^2 = 1\,486$ kgf (pentru $g \approx 10\ \text{ms}^{-2}$ şi $n = 3\,000$ rot/min), fără considerarea coeficienţilor dinamici, rezultă eforturile unitare maxime : $\sigma_d = \pm\, 0{,}464$ kgf/cm² la baza fundaţiei mici şi $\sigma_d = \pm\, 0{,}565$ kgf/cm² la baza fundaţiei mari.

Avînd în vedere aceste valori de pe laturile extreme ale tălpii de fundaţie, presiunea dinamică din forţa perturbatoare verticală de $\pm\, 0{,}051$ kgf/cm² (la fundaţia mică) şi faptul că presiunea admisibilă pe terenul respectiv poate fi considerată de 2—3 kgf/cm², rezultă că terenul este solicitat static şi dinamic mult sub capacitatea de rezistenţă şi deci se găseşte într-o stare elastică.

B. **Rezultatele experimentale şi sistematizarea lor**

Cu notaţiile :

$f_z = \frac{\omega_z}{2\pi}$ (în H_z) — frecvenţa proprie în sens vertical ;

f_x, f_y — frecvenţele proprii la rotiri după x, respectiv după y ;

a_x, a_y, a_z (în $\mu = 10^{-6}$ m) — amplitudinile la rezonanţă în sensul axelor x, y, z (fig.2) ;

$f(\zeta)$ — frecvenţa de rezonanţă în funcţie de adîncimea de îngropare $\zeta = \frac{h_u}{h}$ (fig. 2) ;

$\overline{a} = a \left[\frac{f(o)}{f(\zeta)}\right]^2$ — amplitudinea redusă la forţa perturbatoare de rezonanţă din situaţia fundaţiei neîngropate, rezultatele experimentale sînt date în tabela 2 pentru fundaţia mică şi în tabela 3 pentru fundaţia mare.

În situaţia $\zeta = 1$ amplitudinile orizontale la baza fundaţiei au fost practic nule.

În tabela 2, pentru $\zeta = 0{,}67$, la vibraţia orizontală după x, filmul de înregistrare s-a voalat. Se precizează că vibraţia de rotire după y dă, la faţa superioară a fundaţiei, amplitudini după x şi vibraţia de rotire după x dă amplitudini după y.

Cu valorile f_y, $\overline{a}_x$, f_x, $\overline{a}_y$ din tabela 2 se construiesc, în funcţie de ζ, graficele : f'_y (fig. 4), $\overline{a}'_y$ (fig. 5), f'_x (fig. 6) şi $\overline{a}'_y$ (fig.7) unde semnul ′ indică fundaţia mică.

In mod asemănător cu valorile f_y, $\overline{a}_x$, f_x, $\overline{a}_y$ din tabela 3 se construiesc graficele : f''_x (fig. 8), $\overline{a}''_x$ (fig. 9), f''_x (fig. 10) şi $\overline{a}''_y$ (fig. 11), unde semnul ″ indică fundaţia mare.

Avînd în vedere multiplele incertitudini ce intervin în proiectarea fundaţiilor de maşini [13], pentru simplificarea calculelor, funcţiile $f(\zeta)$, $\overline{a}(\zeta)$ se apreciază sub forma unor funcţii liniare :

$$\begin{aligned} f(\zeta) &\approx \alpha_f\,(1 + \beta_f\,\zeta) = \bar{f}\,(\zeta) \\ \overline{a}\,(\zeta) &\approx \alpha_a\,(1 - \beta_a\,\zeta) = \hat{a}\,(\zeta) \end{aligned} \qquad (1)$$

Tabela 2

Fundaţia mică (12 tf)

ζ	f_y	a_x	$\bar{a}_x$	f_x	a_y	$\bar{a}_y$	f_z	a_z	$\bar{a}_z$
0,00	15,0	80	80	11,4	138	138	26,5	15	15,0
0,33	17,5	57	42	14,0	100	66	27,0	13	12,6
0,67	—	—	—	17,0	73	33	27,0	10	9,6
1,00	19,0	18	11	22,0	47	13	27,0	6	5,8

Tabela 3

Fundaţia mare (24 tf)

ζ	f_y	a_x	$\bar{a}_x$	f_x	a_y	$\bar{a}_y$	f_z	a_z	$\bar{a}_z$
0,00	13,5	34	34	10	90	90	22	8	8
0,33	16,0	23	16	12	53	37	22	6	6
0,67	17,0	18	12	15	34	15	22	4	4
1,00	17,5	10	6	16	10	4	22	2	2

Tabela 4

Funcţia	Fundaţia mică	Fig.	Fundaţia mare	Fig.
	Expresia funcţiei		Expresia funcţiei	
$\tilde{f}_y$	15,8(1+0,25 ζ)	4	14,3 (1+0,28 ζ)	8
$\tilde{a}_x$	74,4 (1−0,92ζ)	5	30,5 (1−0,905 ζ)	9
$\tilde{f}_x$	11,2 (1+ζ)	6	10,3 (1+0,62 ζ)	10
$\tilde{a}_y$	121,4 (1−ζ)	7	76 (1−ζ)	11

ai căror coeficienţi α, β se determină prin ducerea la minimum a sumelor pătratelor erorilor: $\varepsilon_f = \tilde{f} - f$; $\varepsilon_a = \bar{a} - \tilde{a}$. De asemenea, pentru a evita amplitudini de calcul negative, trebuie îndeplinită condiţia $\beta_a \leqslant 1$. Procedînd astfel se obţin funcţiile aproximative date în tabela 4.

Din figurile 4—11 se observă că funcţiile $\bar{f}(\zeta)$ duc la erori faţă de valorile măsurate, mult mai mici decît funcţiile $\bar{a}(\zeta)$.

Utilizarea amplitudinilor reduse ($\bar{a}$) în locul amplitudinilor măsurate (a) s-a făcut pentru a putea compara, la diferite înălţimi de umplutură, amplitudini provocate de acelaşi perturbator.

Simpla citire a datelor din tabelele 2, 3 indică un efect important al umpluturilor laterale, atît asupra frecvenţelor proprii orizontale (creşteri pînă la 93 % la fundaţia mică şi pînă la 60 % la fundaţia mare), cît mai ales asupra amplitudinilor orizontale (scăderi pînă la 1/10 la fundaţia mică şi pînă la 1/20 la fundaţia mare).

Asupra vibraţiilor verticale se constată o lipsă de influenţă a umpluturilor laterale asupra frecvenţei şi reduceri ale amplitudinilor verticale de circa 40 % la fundaţia mică şi de circa 25 % la fundaţia mare. Considerînd că efectul umpluturilor depinde în mod hotărîtor de starea suprafeţei fundaţiei şi ca atare reprezintă un element de nesiguranţă, pentru direcţia verticală nu se recomandă încă să se ţină seamă de efectul umpluturilor şi de aceea nu s-au stabilit relaţii cantitative aproximative pentru evaluarea atenuării amplitudinilor. Rămîne de văzut ca la fundaţii cu fruct, unde contactul între faţa laterală a fundaţiei şi pămîntul de umplutură este mai sigur, să se stabilească relaţii de atenuare a amplitudinilor mai certe.

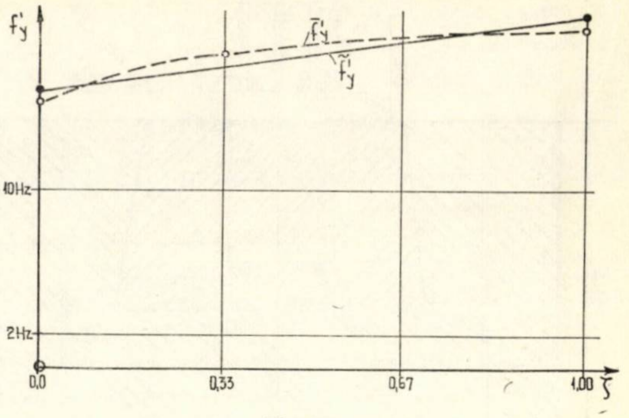


Fig. 4

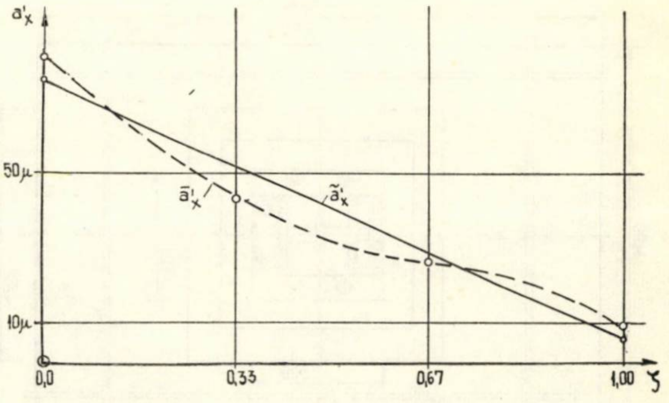


Fig. 5

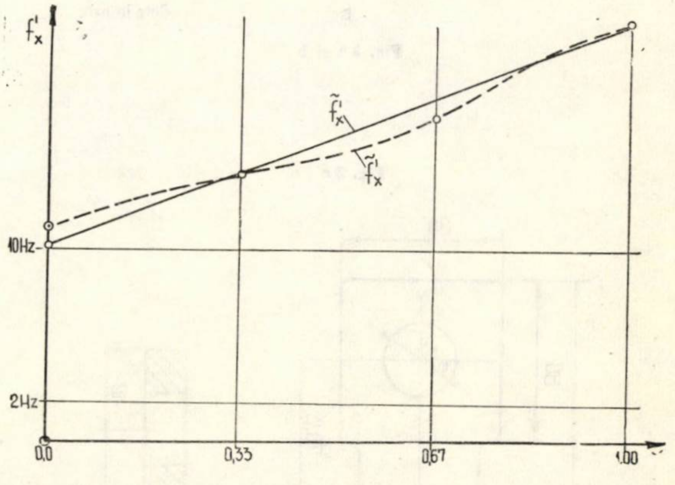


Fig. 6

3. INTERPRETĂRI ŞI REZULTATE PRIVIND CALCULUL FUNDAŢIILOR ÎN TEORIA CLASICĂ

Datele experienţelor efectuate permit unele precizări şi completări privitoare la coeficienţii de rigiditate elastică ai terenului (la coeficienţii de pat dinamici, la coeficienţii de amortizare şi la ipotezele de calcul ale teoriei clasice). În acest capitol se analizează, deci, fundaţiile în situaţia fără umpluturi laterale.

3.1. Vibraţii verticale

Deoarece axele x, y ale fundaţiilor sînt axe de simetrie şi centrul maselor se află pe verticala centrului de greutate al tălpii de fundaţie, vibraţia verticală este independentă de

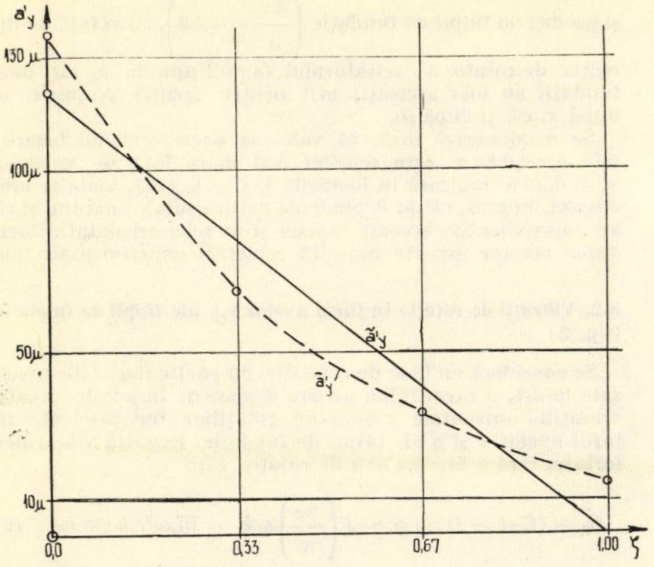


Fig. 7

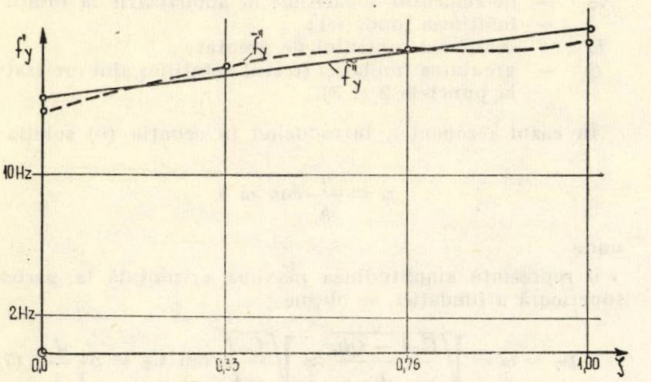


Fig. 8

restul gradelor de libertate. De asemenea vibraţiile orizontale (translaţia şi rotaţia) în planul *xoz* (fig. 2) sînt independente de vibraţiile corespunzătoare în planul *yoz*.

a) *Coeficientul de rigiditate elastică* (*coeficientul de pat*) *în sens vertical* (ω_z)

Din ecuaţia vibraţiilor proprii ale unui sistem cu un grad de libertate dinamică, pentru direcţia verticală (z) rezultă pulsaţia de rezonanţă ω_z,

$$2\,\pi\, f_z = \omega_z = \sqrt{\frac{C_z\, A}{\overline{m}}}, \tag{2}$$

unde

$\overline{m}$, A au semnificaţiile şi valorile din tabela 1.

Folosind pentru f_z valorile din tabelele 2 şi 3, din formula (2) se obţine:

— pentru fundaţia mică

$$C'_z = \frac{(2\pi\cdot 26{,}5)^2\cdot 1{,}2}{2{,}88} = 11{,}6 10^3 \text{ tf. m}^{-3},$$

— pentru fundaţia mare

$$C''_z = \frac{(2\pi\cdot 22)^2\cdot 2{,}4}{4{,}5} = 10{,}2 10^3 \text{ tf.m}^{-3},$$

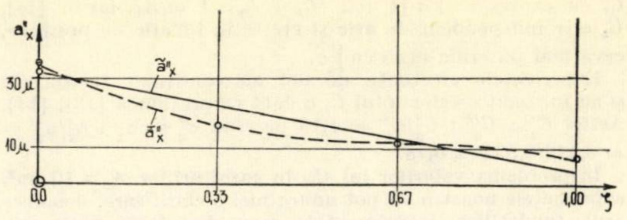


Fig. 9

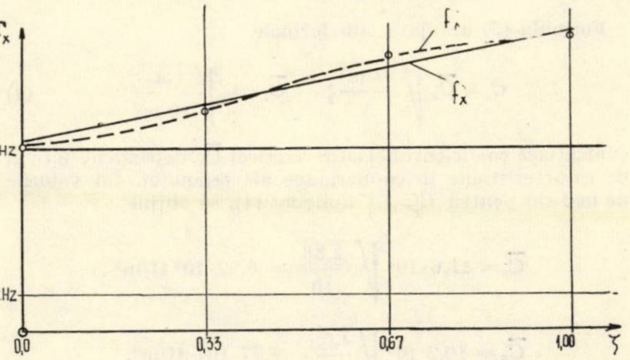


Fig. 10

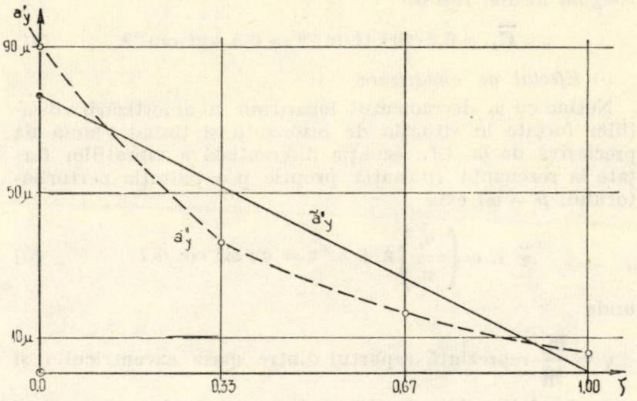


Fig. 11

Raportul acestor coeficienţi $\dfrac{C'_z}{C''_z} = \dfrac{11{,}6}{10{,}2} = 1{,}15$ poate fi aproximat egal cu raportul $\sqrt{\dfrac{A''}{A'}} = \sqrt{4{,}5/2{,}88} = 1{,}25$, ceea ce demonstrează dependenţa liniară a coeficientului de pat C_z cu valoarea $\dfrac{1}{\sqrt{A}}$. Se poate adopta

$$C_z = \frac{K}{\sqrt{A}} \tag{3}$$

unde

K reprezintă o constantă dependentă de teren şi dimensiunile fundaţiei.

Referitor la coeficientul elastic C_z, majoritatea lucrărilor de specialitate admit expresii de forma (3), adică relaţii de inversă proporţionalitate cu $\sqrt{A}$, cu anumite precizări sau limite. Astfel: lucrarea [9] indică valabilă formula (3) pentru orice valoare a lui A; lucrările [3] [7] o consideră valabilă numai pentru arii $A \leqslant 10$ m² după care C_z este considerat invariabil; lucrarea [1] consideră valabilă formula (3) pentru $A \leqslant 10$ m², dar nu dă nici o indicaţie valorică pentru $A > 10$ m².

Alte lucrări însă consideră că valorile lui C_z cresc o dată cu creşterea presiunii: în [18] se indică proporţionalitatea lui

C_z cu expresia : $\sqrt{\sigma}\,[1 + 2\ (L_x + L_y).\ 1\ m/A]$, iar în [14], C_z este independent de arie şi creşte în funcţie de presiune, ceva mai puternic decît cu $\sqrt{\sigma}$.

Experienţele efectuate de noi au confirmat relaţia (3) şi au infirmat creşterea lui C_z o dată cu presiunea [18], [14]. Astfel $C'_z > C''_z$; $C'_z/C''_z = 1{,}15$ pe cînd $\sigma'_z < \sigma''_z$; $\sigma'_z/\sigma''_z = 0{,}416/0{,}532 = 0{,}78$.

În problema valorilor lui C_z, în cazul ariilor $A > 10$ m², experienţele noastre nu pot aduce nici o clarificare, deoarece ariile fundaţiilor experimentale erau destul de mult sub 10 m². Rezultă de aici necesitatea continuării experienţelor cu fundaţii avînd suprafeţe sensibil mai mari de 10 m².

Formula (3) aranjată sub formele

$$C_z = \overline{C}_z \sqrt{\frac{10\ \mathrm{m}^2}{A}}; \qquad \overline{C}_z = C_z \sqrt{\frac{A}{10\ \mathrm{m}^2}} \tag{4}$$

evidenţiază coeficientul elastic vertical $\overline{C}_z$, dependent numai de caracteristicile fizico-mecanice ale terenului. Cu valorile de mai sus pentru C'_z, C''_z aplicînd (4), se obţine

$$\overline{C}_z = 11{,}6 \cdot 10^3 \sqrt{\frac{2{,}88}{10}} = 6{,}22 \cdot 10^3\ \mathrm{tf/m^3};$$

$$\overline{C}_z = 10{,}2 \cdot 10^3 \sqrt{\frac{4{,}5}{10}} = 6{,}77 \cdot 10^3\ \mathrm{tf/m^3}.$$

Alegînd media, rezultă

$$\overline{C}_z = 6{,}5 \cdot 10^3\ \mathrm{tf \cdot m^{-3}} = 6{,}5\ \mathrm{kgf \cdot cm^{-3}}. \tag{4'}$$

b) *Efectul de amortizare*

Notînd cu ν_z decrementul logaritmic al amortizării vibraţiilor forţate în situaţia de rezonanţă şi ţinînd seamă de precizarea de la 3.1, ecuaţia diferenţială a vibraţiilor forţate la rezonanţă (pulsaţia proprie p = pulsaţia perturbatorului, $p = \omega$) este

$$\underline{\ddot{z}} + \omega\left(\frac{\nu_z}{\pi}\right)\dot{z} + \omega^2 z = q\,r\,\omega^2 \cos\omega t \tag{5}$$

unde

$q = \dfrac{\overline{m}_e}{\overline{m}}$ reprezintă raportul dintre masa excentricului şi masa fundaţiei (bloc fundaţie plus maşină), iar r raza centrului de greutate a excentricului.

Introducînd în ecuaţia (5) soluţia

$$z = a_z \sin\omega t$$

se obţine $a_z = q_r : \dfrac{\nu_z}{\pi}$

deci

$$\frac{\nu_z}{\pi} = \frac{q^r}{a_z}.$$

Cu datele numerice considerate (punct. 2 A) şi valorile amplitudinilor măsurate (tabelele 2 şi 3), coeficienţii ν_z, daţi de (5), sînt trecuţi în tabela 5 pentru ambele fundaţii.

Deoarece decrementul logaritmic al amortizării este practic acelaşi la ambele fundaţii ($\nu'_z = 0{,}83\pi$; $\nu''_z = 0{,}78\,\pi$), rezultă că el este independent atît faţă de masa blocului $\left(\dfrac{\overline{m}''}{\overline{m}'} = 2\right)$ şi geometria tălpii de fundaţie $\left(\dfrac{A''}{A'} = 1{,}56\right)$, cît şi faţă de direcţia de rotaţie a excitatorului (amplitudinile a_z ale unei fundaţii au fost aceleaşi, atît pentru poziţia excentricului după x, cît şi după y).

Se menţionează însă, că valoarea decrementului logaritmic $\nu_z \approx 0{,}80\,\pi$ este sensibil mai mare faţă de valoarea $\nu_z = 0{,}20\,\pi$ indicată în lucrările [5], [6], [18], unde se precizează, în plus, că nu depinde de natura solului natural şi că are, aproximativ, aceeaşi valoare şi în sens orizontal. Elucidarea acestor aspecte necesită cercetări experimentale noi.

3.2. Vibraţii de rotaţie în jurul axelor x,y ale tălpii de fundaţie (fig. 2)

Se consideră un bloc de fundaţie, cu particularităţile precizate la 3.1, a cărui talpă nu are deplasări. În aceste situaţii vibraţiile orizontale corespund rotaţiilor independente în jurul axelor x şi y ale tălpii de fundaţie. Ecuaţia vibraţiilor forţate, fără a preciza axa de rotaţie, este

$$J\ddot{\varphi} + (C_\varphi I - Q\,h_c)\,\varphi + J\left(\frac{\nu_\varphi}{\pi}\right)\omega\,\dot{\varphi} = \overline{m}_e \omega^2 r\,h \sin\omega t, \tag{6}$$

în care :

J este momentul de inerţie al masei faţă de axa de rotaţie ;
I — momentul de inerţie al tălpii de fundaţie faţă de axa de rotaţie ;
C_φ — coeficientul de pat la rotire ;
ν_φ — decrementul logaritmic al amortizării la rotaţii ;
h — înălţimea fundaţiei ;
h_c — înălţimea centrului de greutate ;
Q — greutatea fundaţiei (restul notaţiilor sînt precizate la punctele 2 şi 3).

În cazul rezonanţei, introducînd în ecuaţia (6) soluţia :

$$\varphi = \frac{u}{h}\cos\omega t$$

unde

u reprezintă amplitudinea maximă orizontală la partea superioară a fundaţiei, se obţine

$$p_\varphi = \omega = \sqrt{\frac{C_\varphi I - Q h_c}{J}} \approx \sqrt{\frac{C_\varphi I}{J}}\ \text{sau}\ C_\varphi = p^2_\varphi \frac{J}{I} \tag{7}$$

(s-a neglijat termenul Qh_c care este mic faţă $C_\varphi\ I$)
şi

$$|u| = \frac{\overline{m}_e}{J}\,\frac{rh^2}{\frac{\nu_\varphi}{\pi}} \quad \text{sau} \quad \frac{\nu_\varphi}{\pi} = \frac{\overline{m}_e}{J}\,\frac{rh^2}{|u|} \tag{8}$$

Valorile p_φ şi $|u|$ din formulele (7) şi (8), pentru fundaţiile experimentate pot fi luate din tabelele 2 şi 3, deoarece, în cazurile respective amplitudinile la baza fundaţiilor au fost, practic, nule. Acelaşi rezultat s-a înregistrat şi la experienţele pe model [13].

A. Coeficientul de rigiditate elastică (coeficientul de pat) la rotire (C_φ).

Deşi coeficientul C_φ este puţin cercetat în literatura de specialitate se indică totuşi diferite relaţii de determinare, în funcţie de coeficientul C_z, care, precum s-a văzut mai sus, este în sine destul de controversat. Astfel se recomandă :

— în lucrările [1], [7], [21] : $C_\varphi \approx 2\ C_z$,

— în lucrarea [5] : $C_\varphi \approx 1{,}6\ C_z$

Tabela 5

	$\overline{m}$	$\overline{m}_e$	q	r m	qr m	$a_z^{\text{rez.}}$ m	$\nu_z : \pi$
Fundaţia mică	1,2	$2{,}142\,10^{-4}$	$1{,}78\,10^{-4}$	$7{,}02\,10^{-2}$	$12{,}5 \cdot 10^{-6}$	$15 \cdot 10^{-6}$	0,83
Fundaţia mare	2,4	$2{,}142\,10^{-4}$	$0{,}89\,10^{-4}$	$7{,}02\,10^{-2}$	$6{,}25 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$	0,78

Tabela 6

Tipul de fundaţie	Axa de rot.	$J:I$ tfm^{-3} s^2	p_φ	p_φ^2	C_φ tfm^{-3}	$i_x:i_y$	$i_y:i_x$	$\overline{C}\varphi$ tfm^{-3}
Fundaţia mică	x	4,16	$0{,}716\cdot10^2$	$0{,}512\cdot10^4$	$21{,}3\cdot10^3$	0,5	2,0	$15{,}05\cdot10^3$
	y	1,36	$0{,}942\cdot10^2$	$0{,}889\cdot10^4$	$12{,}1\cdot10^3$			$17{,}10\cdot10^3$
Fundaţia mare	x	5,55	$0{,}628\cdot10^2$	$0{,}395\cdot10^4$	$21{,}9\cdot10^3$	0,5	2,0	$15{,}50\cdot10^3$
	y	1,79	$0{,}848\cdot10^2$	$0{,}719\cdot10^4$	$12{,}9\cdot10^3$			$18{,}25\cdot10^3$

— în lucrarea [3] : $C_{\varphi y} \approx \dfrac{L_x + 2{,}1\ L_y}{L_x + 0{,}6\ L_y} C_z$;

$$C_{\varphi x} \approx \frac{L_y + 2{,}1\ L_x}{L_y + 0{,}6\ L_x} C_z,$$

— în lucrarea [18] : $C_{\varphi y} \approx \dfrac{L_xL_y + 2\,(L_x + 3L_y)}{L_x\,L_y + 2\,(L_x + L_y)}\ C_z$;

$$C_{\varphi x} \approx \frac{L_x\,L_y + 2\,(3L_x + L_y)}{L_x\,L_y + 2\,(L_x + L_y)} C_z\,.$$

Aplicînd formula (7), cu datele din tabela 1 pentru $J = I$ şi cu datele din tabelele 2 şi 3 pentru $p_\varphi = \omega = 2\pi f$, valorile coeficientului de pat la rotire pentru ambele direcţii x, y şi pentru ambele fundaţii sînt calculate în tabela 6.

Valorile numerice experimentale obţinute pentru C, $C'_{\varphi y} = 12{,}1\cdot10^3 \approx C''_{\varphi y} = 12{,}9\cdot10^3$; $C'_{\varphi x} = 21{,}3\cdot10^3 \approx C''_{\varphi x} = 21{,}9\cdot10^3$ sugerează calitativ o independenţă pregnantă de suprafaţa fundaţiei ($A'' : A' = 4{,}50 : 2{,}88 = 1{,}562$). Acest rezultat este în contradicţie cu precizările din literatura de specialitate reproduse mai sus şi mai ales cu cele date de [18], unde intervine direct A.

Dacă s-ar introduce un coeficient $\overline{C}$, analog lui $\overline{C}_z$, dependent numai de natura terenului şi independent de geometria fundaţiei, definit prin relaţiile

$$C_{\varphi y} \approx \overline{C} \sqrt{\frac{i_x}{i_y}}; \quad C_{\varphi x} \approx \overline{C}_\varphi \sqrt{\frac{i_y}{i_x}}$$

unde

i_x, i_y sînt razele de inerţie ale tălpii de fundaţie

s-ar obţine expresia

$$C_{\varphi y} \sqrt{\frac{i_y}{i_x}} \approx C_\varphi \approx \overline{C}_{\varphi x} \sqrt{\frac{i_x}{i_y}}\,. \tag{9}$$

Valorile acestui coeficient de pat de rotire unic sînt calculate pentru fundaţiile experimentale în tabela 6. Ţinînd seamă de natura grosieră a aproximaţiilor din teoriile fundaţiilor de maşini se poate considera că valorile obţinute sînt destul de apropiate. De altfel, dacă se ia media valorilor extreme

$$\overline{C}_\varphi = 0{,}5(15{,}05+18{,}25)\cdot10^3 = 16{,}65\cdot10^3\ \text{tf}\cdot\text{m}^{-3} \tag{9'}$$

rezultă o eroare procentuală maximă de aproximativ 10%, care, faţă de nesiguranţa valorilor numerice ale parametrilor pămîntului, este admisibilă.

În consecinţă, introducerea noţiunii de coeficient de pat propriu la rotiri ($\overline{C}_\varphi$) şi formulele empirice (9) sînt în concordanţă cu experienţele ; rămîne ca aceste formule, relativ simple, să fie verificate şi pe alte fundaţii.

Se menţionează că în formulele (9) s-au preferat raporturile $i_x : i_y$ şi $i_y : i_x$, echivalente în cazul secţiunii dreptunghiulare cu raporturile $L_x : L_y$ şi $L_y : L_x$, pentru a permite aplicabilitatea şi la alte forme în plan ale fundaţiilor.

Privitor la raportul între $\overline{C}_z$ şi $\overline{C}_\varphi$ nu se pot face precizări suplimentare, deoarece experienţele efectuate, care au avut alt scop, furnizează date puţine. În orice caz raportul $\dfrac{\overline{C}_\varphi}{C_z} = \dfrac{16{,}65}{6{,}5} = 2{,}56$ (formulele 9′ şi 4′) nu corespunde cu nici una din indicaţiile recomandate în lucrările de specialitate citate mai sus.

B. Efectul de amortizare la rotire

Amortizarea la vibraţiile de rotire (culbutare) în jurul axelor principale ale tălpii de fundaţie este caracterizată prin decrementul logaritmic al amortizării ν_φ, care se calculează cu formula (8), pentru fiecare din axe şi pentru fiecare fundaţie. Valorile $|u|$ sînt amplitudinile orizontale maxime după x şi după y la nivelul superior al fundaţiilor. Calculul numeric, cu ajutorul datelor din tabelele 1, 2, 3, se efectuează direct în tabela 7.

Intervalul de variaţie al decrementului logaritmic al amortizării la rotire rezultă între $\dfrac{\nu_\varphi}{\pi} \approx 0{,}20\ldots0{,}40$.

Pentru secţiunea dreptunghiulară a tălpii de fundaţie, amortizări mai mari au loc la rotirile după axa principală paralelă cu latura mai mică ($\nu_{\varphi y} > \nu_{\varphi x}$ cînd $L_y < L_x$).

3.3. Vibraţii orizontale în planurile principale *xoz* şi *yoz* (fig. 2)

În afara oscilaţiei verticale, un bloc de fundaţie (fig. 2) are teoretic cîte două grade de libertate dinamică în oricare din planurile principale *xoz* şi *yoz*. Parametrii ce caracterizează aceste grade de libertate sînt translaţiile după axele principale x, y ale tălpii de fundaţie şi rotaţiile faţă de aceleaşi axe.

Coeficientul de rigiditate elastică (coeficientul de pat) la translaţia fundaţiei, de exemplu în sensul axei x, C_x nu este determinat în mod obiectiv şi literatura de specialitate indică valori prin apreciere în funcţie de C_z.

Astfel valoarea $C_x \approx 0{,}5\ C_z$, stabilită pe baza raportului între modulul de elasticitate la compresiune al pămîntului (E) şi

Tabela 7

Tipul de fundaţie	Axa de rot.	$\overline{m}_c\,r$ tf s^2	h m	$\overline{m}_c\,rh^2$ tfm^{2}s^2	I tfms^2	$\lvert u\rvert$	$\nu_\varphi:\pi$
Fundaţia mică	x	$15{,}06\cdot10^{-6}$	1,80	$48{,}8\cdot10^{-6}$	1,440	$138\cdot10^{-6}$	0,246
	y				1,872	$80\cdot10^{-6}$	0,326
Fundaţia mare	x	$15{,}06\cdot10^{-6}$	2,30	$79{,}6\cdot10^{-6}$	4,690	$90\cdot10^{-6}$	0,189
	y				6,040	$34\cdot10^{-6}$	0,388

modulul de elasticitate la tăiere, corespunde ipotezei că pămîntul de sub talpa fundației formează o consolă foarte scurtă din material omogen, care s-ar forfeca. În realitate, conlucrarea dintre pămînt și fundație este mult mai complexă și necesită multiple experiențe pentru o elucidare completă. În lucrarea [13], pe bază de experiențe pe model și în lucrarea de față prin experimentări la scară naturală, se afirmă că translațiile orizontale la baza fundației sînt foarte mici și, practic, neglijabile față de deplasările orizontale de la fața superioară a fundației. În această situație blocul de fundație, în planul xoz, are un singur grad de libertate dinamică în sens orizontal (rotația față de axa y) și nu două cum ar rezulta teoretic, dacă se admite $0 < C_x < \infty$. În mod asemănător în planul yoz, blocul ar avea ca grad de libertate rotația față de axa x. Aceste vibrații, considerate independente, au fost cercetate în paragraful 3.2. Este însă necesară o cercetare amănunțită a factorilor care ar putea justifica neglijarea lucrării elastice la talpa fundației în condițiile solicitării dinamice și, deci, calculul vibrațiilor orizontale pe un sistem cu un singur grad de libertate dinamică.

În acest scop se consideră sistemul cu două grade de libertate vibrînd orizontal în planul xoz (translație față de x și rotație față de y; x, y axele principale ale tălpii de fundație).

Ecuațiile diferențiale ale vibrațiilor forțate sînt :

$$\begin{gathered}\overline{m}\ddot{x} + h_c\overline{m}\ddot{\varphi}_y + C_xA_x + \omega\frac{\nu_x}{\pi}\overline{m}\dot{x} = \omega^2 m_e r \sin\omega t \\ h_c\overline{m}\ddot{x} + J_y\ddot{\varphi} + C_{\varphi y}I_{y\varphi y} + \omega\frac{\nu_{\varphi y}}{\pi}J_y\dot{\varphi}_y = \omega^2 m_e rh \sin\omega t\end{gathered} \tag{10}$$

unde

ν_x este decrementul logaritmic al amortizării în sensul axei x, iar celelalte elemente au semnificațiile date anterior la punctele 2, 3.1 și 3.2

Alegînd soluția :

$$\begin{gathered}\varphi_y = \frac{1}{h_c}(u\cos\omega t + v\sin\omega t); \\ x = a_0\cos\omega t + b_0\sin\omega t,\end{gathered} \tag{11}$$

se determină constantele u, v, a_0, b_0 din condiția de satisfacere a sistemului (10) prin identificarea termenilor corespunzători în faza $\cos\omega t$ și în faza $\sin\omega t$. Dacă se ține seamă de relațiile cunoscute

$$I_y = Ai_y^2;\quad J_y = \overline{m}(i_y^2 + i_A^2);\quad i_A = \frac{2h_c}{\sqrt{3}} = 1{,}15\,h_c;$$

$$h = 2\,h_c;\qquad q = \frac{\overline{m}_e}{\overline{m}}$$

sistemul (10), în care se introduce soluția (11), după împărțire cu $\overline{m}^2$ conduce la ecuațiile algebrice :

$$\begin{gathered}a_0\left(1 - \frac{C_xA}{\overline{m}\omega^2}\right) - b_0\frac{\nu_x}{\pi} + u = 0 \\ a_0 + u\left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2} - \frac{C_{\varphi y}A}{\overline{m}\omega^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2} - v\left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2}\cdot\frac{\nu_{\varphi y}}{\pi} = 0 \\ a_0\frac{\nu_x}{\pi} + b_0\left(1 - \frac{C_xA}{\overline{m}\omega^2}\right) + v = -\,q\,r \\ b_0 + u\left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2}\frac{\nu_{\varphi y}}{\pi} + v\left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2} - \frac{C_{\varphi y}A}{\overline{m}\,\omega^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2} = -\,2qr.\end{gathered} \tag{12}$$

Introducînd notațiile

$$n_x = 1 - \frac{C_x A}{\overline{m}\omega^2};\quad n = \left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2} - \frac{C_{\varphi y} A}{\overline{m}\omega^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2} \tag{13}$$

$$D = \left(1 + \frac{i_A^2}{i_y^2}\right)\frac{i_y^2}{h_c^2}\cdot\frac{\nu_{\varphi y}}{\pi};\qquad K = \frac{1}{D}\frac{\nu_x}{\pi}$$

sistemul (12) se transformă în

$$\begin{gathered}a_0n_x - b_0\,k\,D + u = 0 \\ a_0 + u\,n - v\,D = 0 \\ a_0\,kD + b_0n_x + v = -\,q\,r \\ b_0 + u\,D + v\,n = -\,2\,qr.\end{gathered} \tag{12'}$$

Dacă se neglijează amortizarea $D = 0$ și se consideră cazul vibrațiilor proprii $q = 0$, sistemul (12′) se transformă în două sisteme omogene independente, fiecare cu cîte două necunoscute, care au însă același determinant caracteristic. Condiția de anulare a determinantului caracteristic reprezintă ecuația seculară

$$n_x\,n = 1 \tag{13'}$$

ale cărei rădăcini (p_1, p_2) dau valorile pulsațiilor proprii.

Considerînd sistemul (10) în situația de rezonanță pentru care s-au făcut măsurătorile frecvențelor și amplitudinilor, se poate folosi relația (13′) și sistemul (12′), după unele transformări, devine

$$\begin{gathered}-\,b_0\,kn + v = 0 \qquad a_0\,k\,n - u = \frac{(2-n)\,qr}{D} \\ a_0 + u\,n - vD = 0 \qquad b_0 + uD + vn = -\,2qr.\end{gathered} \tag{12''}$$

Notînd

$$P = \frac{q\,r}{(1 + kn^2)^2 + (kn\,D)^2} \tag{14}$$

din rezolvarea sistemului (12″) rezultă

$$\begin{gathered}\omega = -\,2(kn\,D)^2 + (2-n)(1 + kn^2)\frac{P}{D}; \\ v = -\,kn^2(1 + 2\,kn)\,P \\ a_0 = \frac{2-n}{kn\,D}\,q\,r + \frac{u}{kn};\qquad b_0 = -\,n\,(1 + 2k\,n)P.\end{gathered} \tag{15}$$

Cînd la baza fundației nu există deplasări orizontale, sistemul considerat se reduce la un singur grad de libertate și anume la rotația față de axa y. Această situație corespunde condiției $n = 0$ care transformă expresia u din (15) în formula (8) analizată anterior.

Să presupunem însă existența la baza fundației a unor deplasări foarte mici, astfel încît $n \neq 0$, dar $n^2 \approx 0$. În această situație relațiile (14), (15) devin

$$P \approx qr;\quad u \approx -\frac{(2-n)\,q\,r}{D};\quad v = 0;\quad a_0 = 0;$$

$$b_0 = -\,n\,qr$$

Amplitudinea la bază este $|A_b| = nqr$, iar la partea superioară, unde $x_s = 2\,u\cos\omega t = b_0\sin\omega t$ este :

$$|A_s| = \sqrt{(nqr)^2 + 4\left(\frac{2-n}{D}\,qr\right)^2} = n\,q\,r\sqrt{1 + 4\left(\frac{2-n}{Dn}\right)^2}$$

Făcînd raportul $\frac{A_b}{A_s}$ și neglijînd în expresiile de sumare termenii n^2 se obține :

$$\frac{|A_b|}{|A_s|} = \frac{1}{\sqrt{1 + 4\left(\frac{2-n}{Dn}\right)^2}} \approx \frac{nD}{4\sqrt{1-n}}. \tag{16}$$

Întrucît coeficientul D, definit prin formula (13), depinde de amortizarea la rotire, evaluată la punctul precedent, cu datele geometrice din tabela 1 și valorile $\frac{\nu_{\varphi y}}{\pi}$ din tabela 7 rezultă :

— pentru fundația mică :

$$D' = (0{,}692^2 + 1{,}035^2)\,\frac{1}{0{,}92}\cdot 0{,}326 = 0{,}622;$$

Tabela 8

		I	i	$\sqrt{\frac{i_x}{i_y}}$	$\sqrt{\frac{i_y}{i_x}}$	J	ω_φ	$f_c = \frac{\omega_\varphi}{2\pi}$	f măsurat
Fundaţia mică	x	0,346	0,347	0,707	1,41	1,440	75,10	11,98	11,4
	y	1,380	0,692			1,872	93,00	14,80	15,0
Fundaţia mare	x	0,843	0,434	0,707	1,41	4,690	65,00	10,35	10,0
	y	3,375	0,865			6,040	81,00	12,90	13,5

— pentru fundaţia mare:

$$D'' = (0{,}865^2 + 1{,}32^2)\frac{1}{1{,}15^2}\cdot 0{,}388 = 0{,}731.$$

Luînd valoarea medie $D_{med} = 0{,}676$ şi neglijînd pe n sub radical se obţine

$$\frac{|A_b|}{|A_s|} \approx 0{,}17\ n. \tag{16'}$$

Dacă se consideră datele din literatură [1] şi [4] care prevăd erori admisibile la evaluarea pulsaţiei proprii de ±10% şi se admite că ipoteza făcută mai sus ($n^2 \approx 0$) ar fi de acelaşi ordin, atunci $n \approx 0{,}31$ şi formula (16') devine $\frac{|A_b|}{|A_s|} \approx$ $\approx 0{,}17.0{,}31 \approx 0{,}05 < 0{,}10$. În consecinţă, ţinînd seamă de natura grosieră a ipotezelor din calculul fundaţiilor de maşini şi de incertitudinile ce intervin la stabilirea valorilor parametrilor se poate admite $\frac{|A_b|}{|A_s|} \approx 0$, adică deplasarea nulă la baza blocului de fundaţie, ceea ce duce la situaţia favorabilă de a calcula vibraţiile orizontale numai ca vibraţii de rotire în jurul axelor principale ale tălpii de fundaţie.

Această concluzie este confirmată de experienţele efectuate pe model [13] şi pe fundaţiile la scară naturală, prezentate în lucrarea de faţă, deoarece în ambele cazuri nu s-au înregistrat amplitudini măsurabile la bazele fundaţiilor, în comparaţie cu amplitudinile de la părţile superioare. Se precizează, de asemenea, că fundaţiile mari, experimentate, au frecvenţele proprii la prima rezonanţă cuprinse între 10—15 Hz şi conform teoriei clasice [5], [6], admiţînd $C_x = 0{,}33 \ldots 0{,}50 \ldots 1{,}0\ C_z$, ar fi trebuit să apară rezonanţele de ordinul 2 la frecvenţe între 27—47 Hz. Cum experienţele efectuate au mers pînă la frecvenţe de 50—60 Hz şi nu s-a înregistrat o a doua fază de rezonanţă, ipoteza rotaţiilor blocului în jurul axelor principale ale tălpii apare justificată din punct de vedere practic.

4. EVALUĂRI CANTITATIVE ALE EFECTULUI UMPLUTURILOR LATERALE

În cadrul punctului 2.B, efectul umpluturii asupra frecvenţelor proprii şi asupra amplitudinilor a fost aproximat sub forma funcţiilor liniare $\bar{f}(\zeta)$ şi $\bar{a}(\zeta)$ care, pentru fundaţiile experimentale, au fost trecute în tabela 4. Pentru alte fundaţii, în mod evident, coeficienţii α_f, β_f, α_a, β_a ce intervin în formulele (1) sînt diferiţi şi pentru aproximarea lor se prezintă în continuare anumite relaţii care generalizează rezultatele experienţelor.

A. Efectul umpluturii asupra frecvenţelor proprii

Se admite frecvenţa proprie $f(\zeta)$ sau pulsaţia proprie $\omega(\zeta)$ dependentă de înălţimea relativă a umpluturii sub forma (1)

$$\bar{f}(\zeta) = \alpha_f\,(1 + \beta_f\zeta)\,; \quad \bar{\omega}(\zeta) = \alpha_\omega\,(1 + \beta_f\,\zeta) \tag{17}$$

în care

$\alpha_f = \bar{f}(0)$, $\alpha_\omega = \bar{\omega}\,(0)$ reprezintă frecvenţa proprie, respectiv pulsaţia proprie în situaţia fundaţiei neîngropate, adică pentru $\zeta = 0$.

Deoarece vibraţiile orizontale ale fundaţiei se pot reduce la rotiri (culbutări) în jurul axelor principale ale tălpii de fundaţie (concluzia punctului 3.3), folosind formulele (7) şi (9), pulsaţia proprie la rotire, pentru fundaţia neîngropată, de exemplu după axa x, se calculează cu formula

$$\omega_{\varphi x} \approx \sqrt{\frac{\overline{C}_\varphi \overline{I}_x \sqrt{i_y : i_x}}{J_x}} \tag{18}$$

în care $\overline{C}_\varphi$ pentru terenul unde s-au experimentat fundaţiile este dat de (9'). Pentru $\omega_{\varphi y}$ este valabilă tot formula (18) cu permutarea indicilor x şi y.

Făcînd calculul frecvenţelor proprii, cu ajutorul formulei (18) în care $\overline{C}_\varphi = 16{,}65 \cdot 10^3\ \mathrm{tf \cdot m^{-3}}$ (formula 9'), iar celelalte elemente sînt cunoscute din tabela 1, pentru fundaţiile experimentale se obţin valorile din tabela 8, unde s-au trecut şi valorile înregistrate reproduse din tabelele 2 şi 3.

Se observă concordanţe bune între valorile calculate şi cele măsurate, ceea ce dovedeşte că formula (18) este corespunzătoare. În consecinţă se admite

$$\alpha_{\omega x} = \sqrt{\frac{\overline{C}_\varphi I_x \sqrt{i_y : i_x}}{J_x}} \approx \omega_{\varphi x}(0)\,;$$

$$\alpha_{\omega y} = \sqrt{\frac{\overline{C}_\varphi I_y \sqrt{i_x : i_y}}{J_y}} \approx \omega_{\varphi y}(0). \tag{19}$$

În privinţa coeficientului β_f, pornind de la rezultatele obţinute, care, datorită numărului de încercări $2.2.4 = 16$ (2 fundaţii a cîte 2 direcţii de încercare şi a cîte 4 situaţii de îngropare) sînt certe pentru fundaţiile experimentale, se fac anumite consideraţii plauzibile referitor la modul de variaţie. Cunoscînd din (17), pentru $\zeta = 1$,

$$\beta_f = \frac{\omega(1)}{\omega(0)} - 1 \tag{20}$$

rezultă creşterea coeficientului β_f o dată cu creşterea frecvenţe proprii pentru fundaţia îngropată complet ($\zeta = 1$). În această situaţie se poate considera că β_f creşte o dată cu înălţimea şi lungimea fundaţiei şi descreşte cu lăţimea şi cu masa fundaţiei. Ţinînd seamă de aceşti factori, pentru direcţia x se alege

$$\beta_f = th\left\{0{,}36\,\frac{h}{L_y}\left[1 + \left(\frac{Q_0}{Q}\right)^2 \frac{hL_x}{L_y^2}\right]^3\right\} \tag{21}$$

unde

$Q_0 = 6{,}3$ tf.

Funcţia *th* s-a ales pentru uniformizarea cu expresia lui β_a, care se va da mai jos şi pentru care alegerea se justifică.

Cu aceste precizări, folosind (21) şi (19), formula (17) ia formele

$$\omega_{\varphi x}^{(\delta)} \approx \sqrt{\frac{\overline{C}_\varphi\,\overline{I}_x\sqrt{i_y : i_x}}{J_x}}\cdot\left\{1 + \zeta\cdot th\left[0{,}36\,\frac{h}{L_y}\left(1 + \frac{Q_0^2}{Q^2}\,\frac{hL_x}{L_y^2}\right)^3\right]\right\} \tag{22}$$

$$\omega_{\varphi y}^{(\delta)} \approx \sqrt{\frac{\overline{C}_\varphi \overline{I}_y \sqrt{i_x : i_y}}{J_y}}\cdot\left\{1 + th\left[0{,}36\,\frac{h}{L_x}\left(1 + \frac{Q_0^2}{Q^2}\,\frac{h\,L_y}{L_x^2}\right)^3\right]\right\}.$$

Pentru fundațiile experimentate, cu dimensiunile date în tabela 1 și cu $\overline{C}_\varphi = 16{,}65 \cdot 10^3$ tf$\cdot$m^{-3} (formula 9′), calculînd pe β_f cu formula (21) se obține

— fundația mică : $\beta'_{f.x} \approx 1{,}025$; $\beta'_{f.y} \approx 0{,}272$,
— fundația mare : $\beta''_{f.x} \approx 0{,}636$; $\beta''_{f.y} \approx 0{,}272$.

Cu formula (20) și folosind datele din tabelele 2 și 3 rezultă :

$$\beta'_{f.x} = 0{,}93\,;\ \beta'_{f.y} = 0{,}266\,;\quad \beta''_{f.x} = 0{,}600\,;\ \beta''_{f.y} = 0{,}296.$$

Se observă o concordanță bună a valorilor calculate cu expresia (21) și a celor obținute pe baza experiențelor.

În consecință, ținînd seamă de concordanța acestor valori, de concordanța $f_{\text{calc}} = f_{\text{măsurat}}$ și de aspectul graficelor din figurile 4, 6, 8, 10, rezultă că formulele (21) interpolează, în mod destul de riguros, datele experimentale și ele pot fi extrapolate pentru fundații oarecare.

B. Efectul umpluturilor asupra amplitudinilor de rezonanță

Pentru interpolarea efectului umpluturii asupra amplitudinilor de rezonanță (reduse la același perturbator) $\overline{a}\,(\zeta)$, se pornește de la formula (1) de aproximații

$$\widetilde{a}(\zeta) \approx a \cdot (1 - \beta_a \cdot \zeta), \tag{23}$$

unde

coeficientul $\alpha_a = a\,(0)$ reprezintă, în mod evident, amplitudinile de rezonanță obținute în stare neîngropată ($\zeta = 0$).

Folosind formula (8), deoarece $|u| = a\ (0) \approx \widetilde{a}\,(0)$ se obține

$$\alpha_a \approx \frac{m_e\, r\, h^2}{J\,.\,\dfrac{\nu_\varphi}{\pi}} \tag{24}$$

în care conform experiențelor noastre (tabela 7), se alege în mod acoperitor

$$\nu_\varphi/\pi \leqslant 0{,}20$$

asemănător ca în literatura [1] și [6] unde se indică, oarecum independent de natura terenului,

$$\nu_\varphi/\pi = 0{,}20$$

cunoscînd perturbatorul $m_e r$ definit global prin norme [22] și [23], rezultă coeficientul α_a, în mod acoperitor determinat prin relația (24).

În ceea ce privește interpolarea rezultatelor referitoare la coeficientul β_a, din formula (23), care indică măsura descreșterii amplitudinilor reduse $\overline{a}_x$ sau $\overline{a}_y$, de rezonanță, cu adîncimea relativă de îngropare ζ, sîntem nevoiți să facem — ca și în cazul frecvențelor (β_f) — considerații de plauzibilitate oarecum similare ca la experiențele pe modelul mic [13]. Avînd în vedere că aceste considerații de plauzibilitate și formulele de interpolare, în consecință, înglobează și aici rezultatele a 16 încercări, formulele ce se propun vor fi destul de reprezentative. Se consideră că β_a depinde de parametrii fundației în mod identic ca coeficientul β_f.

Folosind valorile $\widetilde{a}(1)$ și $\widetilde{a}\,(0)$ din (23), rezultă

$$\beta_a \approx 1 - \frac{\overline{a}\ (1)}{\overline{a}\ (0)}\,. \tag{25}$$

Deoarece amplitudinile, în mod evident, nu pot fi reduse sub valoarea zero, mai rezultă din relația (23) $\widetilde{a}(0) > \widetilde{a}\,(\zeta) > \widetilde{a}\,(1) \geqslant 0$ și deci lim $\beta_a \leqslant 1$.

Din această relație rezultă comoditatea reprezentării coeficienților β (în special β_a) drept funcțiuni de forma *th* ... deoarece această funcție este monotonă, păstrează semnul și are valoarea limită 1, pentru valoarea infinită a argumentului.

În consecință se va rescrie ecuația (23), ținînd seamă de (24), sub forma

$$\overline{a}_y\,(\zeta) \approx \widetilde{a}_y\,(\zeta) = m_e \cdot r \cdot h^2/J_x\,(\nu_{\varphi/\pi}) \cdot$$
$$\cdot \{1 - \zeta\, th\, [2{,}0 \cdot (h/L_y]\ \ [1 + (Q_0/\,Q)^2 \cdot (hL_x/L_y^2)^3]\} \tag{26}$$
$$\overline{a}_x\,(\zeta) \approx \widetilde{a}_x\,(\zeta) = m_e \cdot r \cdot h^2/J_y \cdot (\nu_{\varphi/\pi}) \cdot$$
$$\cdot \{1 - \zeta\, th\, [2{,}0\,(h/L_x)]\ \ [1 + (Q_0/Q)^2 \cdot (h\ L_y/L_x^2)^3]\}$$

unde coeficientul $Q_0 = 6{,}3$. *t*, ca și în formula frecvențelor (22). Dacă ținem seamă că β_a corespunde termenului *th* ......, din formula de aproximație (26), atunci, după un scurt calcul, obținem pentru acest coeficient în cele patru cazuri :

$$\beta'_{a.x} = 1{,}0\,;\ \beta'_{a.y} = 0{,}91\,;\ \beta''_{a.x} = 1{,}0\,;\ \beta''_{a.y} = 0{,}91.$$

Dacă am forma același coeficient din ecuația (25), pe baza conținutului tabelelor 2, 3, ar rezulta următoarele aproximații între $\beta_{a\,\text{calculat}}$ și $\beta_{a\ \text{încercări}}$

$$1{,}0 \approx 0{,}91\,;\ 0{,}91 \approx 0{,}86\,;\ 1{,}0 \approx 0{,}96\,;\ 0{,}91 \approx 0{,}82\,;$$

deci încă o serie de aproximații acceptabile, astfel încît comparația poate fi considerată destul de concludentă.

Dacă ținem seamă de natura acoperitoare a relației $\dfrac{\nu_\varphi}{\pi} = 0{,}2$ și a valorilor normate ale perturbatorului ($m_e \cdot r$) indicate mai sus, de concordanța acceptabilă din punct de vedere practic a graficelor din figurile 5, 7, 9 și 11, precum și de aproximațiile iarăși acceptabile din comparația $\beta_{a\ \text{calc.}} \approx \beta_{a\ \text{încerc.}}$, rezultă că formulele (26) interpolează într-un mod practic utilizabil cele 16 valori de amplitudini de rezonanță ($\overline{a}$) cuprinse în tabelele 2 și 3. În consecință se poate propune, în mod destul de justificat, extrapolarea lor pentru cazul general, adică pentru fundații oarecare.

4. CONCLUZII

În urma celor expuse mai sus se pot conchide următoarele :

a) Efectul umpluturilor laterale asupra vibrațiilor orizontale ale fundațiilor masive de mașini este esențial și considerarea acestuia în calcul, pe lîngă faptul unei aproximări mai bune a fenomenului, duce în general la economii substanțiale [13].

b) În cazul existenței unor umpluturi de înălțime apreciabilă, rezultatele ce se obțin cu ajutorul teoriei clasice sînt necorespunzătoare și nu întotdeauna acoperitoare.

c) Neglijarea lunecărilor dinamice elastice la talpa fundației și în consecință tratarea fundației ca un element cu un singur grad de libertate — constînd în rotiri în jurul unui ax principal al tălpii — duce la rezultate compatibile cu experiențele și, ca atare, poate fi utilizată în practică drept o teorie simplificatoare.

d) Rezultatele experiențelor pe modele mari au confirmat calitativ rezultatele obținute pe modelul mic, fiind posibil să se păstreze pînă și forma dependențelor.

Astfel, pe aceeași fundație și direcție de excitare, s-a dovedit că dependența liniară între înălțimea relativă a umpluturii și mărimile oscilatorii este destul de exactă, iar la interpolarea generalizată s-au menținut expresiile conținînd funcția *th*. Rezultă că experiențele pe model mic, cel puțin din punct de vedere calitativ, pot fi considerate concludente.

e) Mărimile raporturilor dintre dimensiunile celor două fundații au fost alese în așa fel încît să ducă la obținerea de rezultate cu caracter de generalizare. Astfel, la ambele fundații experimentale, înălțimea nu reprezintă dimensiunea principală, ci este media celorlalte două dimensiuni, deci nu se poate obiecta alegerea unei înălțimi relativ mari pentru a exagera influența dinamică a umpluturii.

De asemenea, înălțimea raportată la celelalte dimensiuni nu este atît de mică încît efectul umpluturii să devină insignifiant. Deoarece cele două dimensiuni orizontale sînt pronunțat diferite (raport 1:2), s-a putut observa mai ușor influența geometriei tălpii asupra proprietăților dinamice, iar faptul că cele două fundații sînt geometric asemenea a permis o stabilire mai ușoară a funcțiilor de interpolare.

f) În cadrul experiențelor am încercat să clarificăm influența geometriei și masei fundației asupra coeficienților dinamici de calcul ai terenului. Aceste clarificări sînt absolut necesare, deoarece elementele de calcul corespunzătoare teoriei clasice pentru fundațiile neîngropate intervin ca factori generali (α_f, α_a) în elementele de calcul al fundațiilor cu considerarea umpluturii laterale.

Din referirile făcute la literatura de specialitate reies multe neconcordanțe între datele diferiților autori, astfel încît nu se poate vorbi, în mod riguros, de o teorie clasică unitară. Rezultă și din aceasta obligativitatea continuării experiențelor pentru elucidarea problemelor controversate prezentate mai sus.

Experienţe efectuate pe fundaţii mai mari ar permite efectuarea măsurătorilor cu diferite forţe excitatoare, care, pe lîngă faptul că rezultatele experienţelor devin în consecinţă mai concludente, mai permit verificarea liniarităţii sau neliniarităţii răspunsului fundaţiei.

g) În primul articol [13] am insistat că, pentru utilizări practice, umpluturile laterale trebuie să constea din material necoeziv (pietriş, balast etc.) pe baza consideraţiei că la o umplutură laterală dintr-un material coeziv (argilos) ar exista pericolul ca umplutura, după un timp, să formeze un perete vertical detaşat de fundaţie, care să nu mai influenţeze oscilaţiile acesteia. Este de notat că, în cadrul experienţelor pe model mic [13], umpluturile din pămînt coeziv s-au dovedit echivalente cu cele din material necoeziv, cel puţin pe durata relativ scurtă a experienţelor. De asemenea, la fundaţiile mari a căror experimentare s-a descris în prezenta lucrare s-a utilizat drept umplutură pămînt pronunţat coeziv rezultat din săpături, al cărui efect dinamic substanţial s-a văzut mai sus.

Desigur că dintr-o experimentare, durînd doar cîteva minute, nu putem trage concluzii sigure şi pentru efectul dinamic al umpluturii coezive la o funcţionare îndelungată, totuşi, considerînd durata unei experimentări de circa 25 minute şi o turaţie medie de circa 2 000 rot/min, se poate conchide cu siguranţă, ţinînd seamă că într-o direcţie s-au executat patru experimentări, că la circa 200 000 bătăi nu s-a produs compactarea umpluturii laterale şi detaşarea acesteia de fundaţie. Este posibil ca nedetaşarea umpluturii de fundaţie să fie provocată chiar de natura coezivă a acesteia, umplutura coezivă aderînd de fundaţie.

Admiterea utilizării, ca umplutură laterală amortizoare, a pămîntului rezultat din săpătură ar duce la avantaje practice mari (comoditate de execuţie, cheltuieli mai reduse etc.) şi de aici la necesitatea efectuării unor experienţe pentru verificarea efectului dinamic de durată al unei astfel de umpluturi laterale.

Bibliografie

[1] Major A. : ,,*Berechnung und Planung von Maschinen und Turbinenfundamenten*''. Berlin, 1961.

[2] Lehr H. : ,,*Fundaţii*'', vol. I, Bucureşti, 1951.

[3] Ponomariov şi alţii : ,,*Calculul de rezistenţă în construcţia de maşini*'' vol. III, Bucureşti, 1964.

[4] Snitko : ,,*Dinamica construcţiilor*'', Bucureşti, 1962.

[5] Rausch E : ,,*Maschinenfundamente*'', Düsseldorf, 1959.

[6] Gh. Buzdugan şi alţii : ,,*Fundaţii de maşini*'' Bucureşti, Ed. tehnică.

[7] Lorenz H. : ,,*Grundbau-Dynamik*'', Berlin, 1960.

[8] Ganea N. : ,,*Fundaţii de maşini*'' Bucureşti, Ed. tehnică, 1951.

[9] Sechy K. : *Alapozasi hibak*, Budapesta, 1963.

[10] Heukelom W. : ,,*Über die mechanischen Elemente die die Steifigkeit von Strassenkonstruktionen beherrschen*'', Amsterdam, 1957.

[11] Mogami Kubo : ,,*The behaviour of soil during vibration*'', Zürich, 1953.

[12] Buzdugan Gh. : ,,*Comparaţie între metodele de calcul pentru frecvenţe proprii ale fundaţiilor masive de maşini*''. Studii şi cercetări de mecanică aplicată, tom. VIII, Bucureşti, 1957.

[13] Gereb, Posea, Murgulescu, Manea : ,,*Efectul umpluturilor laterale la fundaţii masive de maşini*''. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 12, 1966.

[14] Bendel L. : ,,*Ingenieurgeologie*'', vol. II, Viena, 1949.

[15] Weil N. A. : ,,*On dynamics of machine foundations*''. International Symposium in Budapest, 1963.

[16] Stavniţer L. R. : ,,*Osnovania fundamenti i podzemnie sovrujenia*'', Moscova, Stroiizdat, 1967.

[17] Barkan D. D. : ,,*Dinamika osnovanii i fundamentov*'' Moscova, Stroivoenmorizdat, 1949.

[18] Savinov O. A. : ,,*Fundamenti pod maşin*'', Leningrad, Ed. de stat pt. cons. şi arh. 1955.

[19] Keith E.A. L. : ,,*A prestressed concrete foundation for a 200 MW steam turboalternator*''. Londra, Institution of Mechanical Engineers, 1961.

[20] Haupt L., Probst P. H. : ,,*Civil engineering and vibrational aspects of steam turbine generator foundations in Germany*''. Londra, Institution of Mechanical Engineers, 1967

[21] Norme sovietice : TU-60-49.

[22] MMEE : ,,*Normativ departamental de proiectare pentru stabilirea încărcărilor la calculul de rezistenţă al construcţiilor de centrale termoelectrice*''. P. D. 21 – 65, 1964.

[23] DIN-4024 : ,,*Stützkonstruktionen für rotierende Maschinen*'', 1955.

Aspecte din proiectarea şi execuţia podurilor de şosea în Franţa[*]

Ing. Dan Viespescu

Execuţia podurilor de şosea este fără îndoială, pentru Franţa, domeniul în care betonul precomprimat a cunoscut cea mai largă dezvoltare. În ultimii 20 de ani, din cele 9 000 de poduri construite, peste 1 300 sînt de beton precomprimat, totalizînd peste 62 km lungime, respectiv 850 000 m^2 suprafaţă.

Dezvoltarea impetuoasă a construcţiei de poduri rutiere în această ţară a rezultat din următoarele considerente :

— distrugerile masive produse în perioada războiului (1940 – 1944) ;

— sporirea securităţii circulaţiei prin înlocuirea pasajelor de nivel cu calea ferată prin pasaje superioare, mai rar pasaje inferioare ;

— construirea de autostrăzi (cca 200 km anual) care necesită în medie o lucrare de artă la fiecare kilometru.

Se întîlnesc cele mai variate soluţii, de la podurile drepte cu o singură deschidere, la viaductele cu structuri static nedeterminate de formă complexă, specifice acceselor ansamblurilor rutiere în marile centre urbane (fig. 1 şi 2). Podurile dală (fig. 3) alternează cu cele pe grinzi (fig. 4), soluţiile monolite (fig. 5) cu cele prefabricate, rezolvările clasice cu execuţii aparte, ca de pildă realizarea podurilor suspendate (fig. 6), a podurilor în consolă, turnate monolit sau din bolţari prefabricaţi asamblaţi prin precomprimare şi avînd rosturile lipite cu răşini epoxidice.

În schimb, podurile de cale ferată din beton precomprimat au cunoscut o slabă dezvoltare în Franţa, cu toate că în această ţară s-a realizat încă din anul 1957 unul din cele mai mari poduri, respectiv cel de peste Rohne, la Voulte, alcătuit din cinci travee a 60 m (fig. 7).

Experienţa pozitivă rezultată în urma exploatării timp de peste 20 de ani a numeroase poduri de şosea din beton precomprimat, buna comportare a celor cîteva poduri de cale ferată, precum şi o cunoaştere mai profundă a fenomenelor de oboseală au făcut ca administraţia căilor ferate franceze să nu mai aibă în prezent rezerve faţă de soluţiile de beton precomprimat. Alegerea între soluţiile metalice, de beton armat sau beton precomprimat este determinată în prezent de criteriile de cost, rapiditate de execuţie şi gabaritele libere disponibile.

Din complexitatea problemelor întîlnite, consider că se impun atenţiei în mod deosebit următoarele :

a) elaborarea unei metode de calcul pentru plăcile continue, indiferent de condiţiile de rezemare şi încărcare, denumită metoda reflexiunilor biarmonice ;

b) tipizarea şi automatizarea proiectării structurilor de poduri prin utilizarea calculatoarelor electronice şi înfiinţarea unei biblioteci cu programe de calcul electronic la Serviciul special de autostrăzi ;

c) proiectarea şi execuţia podurilor în consolă, fie în soluţie monolit, fie din bolţari cu rosturile lipite cu răşini epoxidice.

1. METODA DE CALCUL PENTRU PLĂCILE CONTINUE, INDIFERENT DE CONDIŢIILE DE REZEMARE ŞI ÎNCĂRCARE (METODA REFLEXIUNILOR BIARMONICE M.R.B.)

Punerea la punct a acestei metode a fost imperios necesară pentru proiectarea podurilor marilor ansambluri rutiere, cum sînt, de exemplu, cele realizate pe marile bulevarde periferice din Paris. De multe ori aceste poduri prezintă oblicităţi însemnate, poziţii impuse ale reazemelor intermediare, condiţii diferite de rezemare, repartiţie oarecare a sarcinilor.

La elaborarea metodei de calcul denumită M.R.B. au colaborat prof. Jean Lerey (profesor de analiză matematică la Collége de France), care a pus la punct partea de teorie matematică şi ing. Jean Claude Lerey (inginer din Divizia autostrăzi a Ministerului Lucrărilor Publice), care a întocmit programul de calcul electronic.

Fundamentarea teoretică a metodei M.R.B. se bazează pe următoarele considerente :

— asimilarea plăcii groase, omogene şi izotrope, cu o placă subţire şi omogenă, deoarece forţele care acţionează sînt perpendiculare pe planul plăcii ;

---

[*] Prezentul articol a fost redactat pe baza materialelor strînse de autor în cursul unei deplasări de specializare efectuate în Franţa în anul 1967.

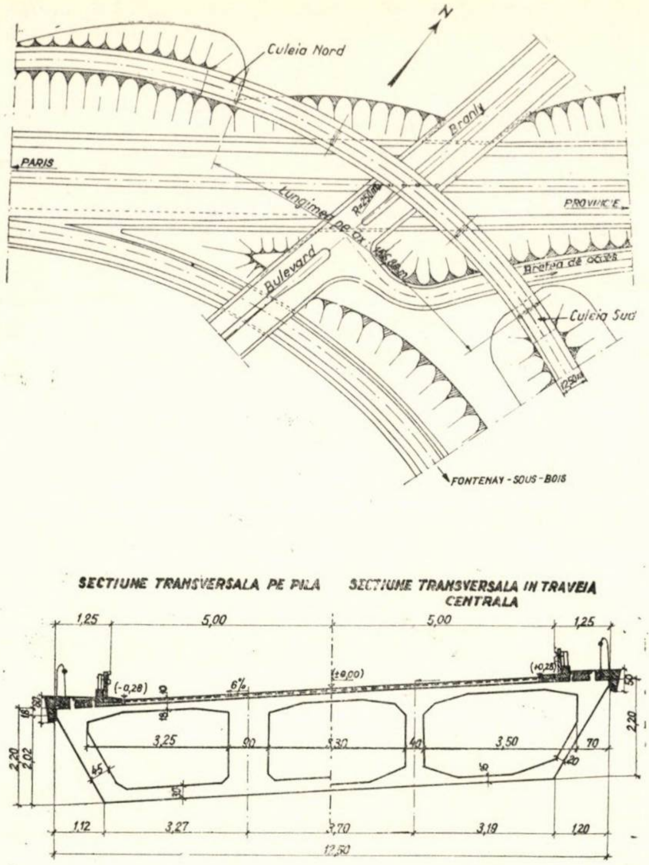

N
Culeia Nord
Branly
PARIS
PROVINCIE
Lungimea pe ax 146,88 m
R=250 m
Bulevard
Bretea de acces
Culeia Sud
12,50 m
FONTENAY - SOUS - BOIS
SECTIUNE TRANSVERSALA PE PILA
SECTIUNE TRANSVERSALA IN TRAVEIA CENTRALA
1,25
5,00
5,00
1,25
(-0,28)
6%
(±0,00)
(+0,28)
3,25
90
3,30
40
3,50
70
45
20
2,20
2,02
2,20
1,12
3,27
3,70
3,19
1,20
12,50

Fig. 1. Complexul de racordare Romainville

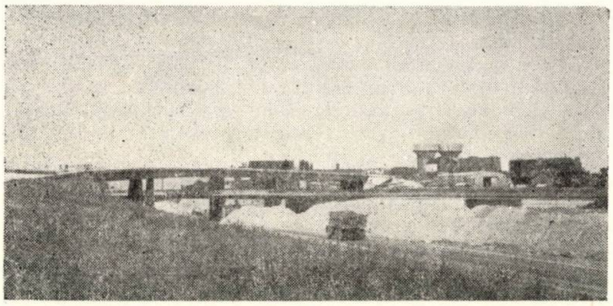
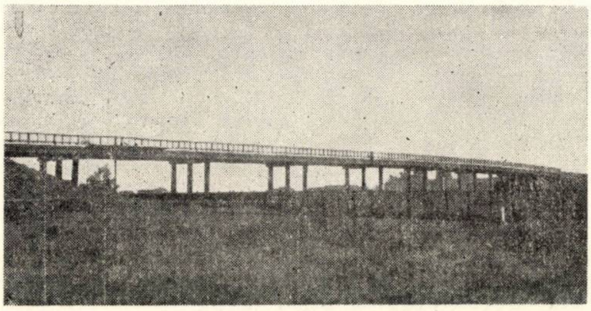


Fig. 2. Lucrări de artă pentru evitarea intersecției a 3 artere de circulație la operația de modernizare a accesului în Paris denumit l'Antenne de Bagnolet

Fig. 3. Pod de șosea peste cale ferată la care tablierul este o placă continuă de beton precomprimat



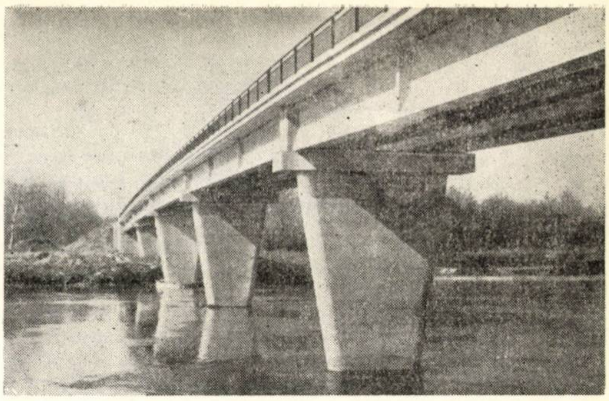


Fig. 4. Pod de șosea alcătuit din grinzi de beton precomprimat simplu rezemate, preturnate

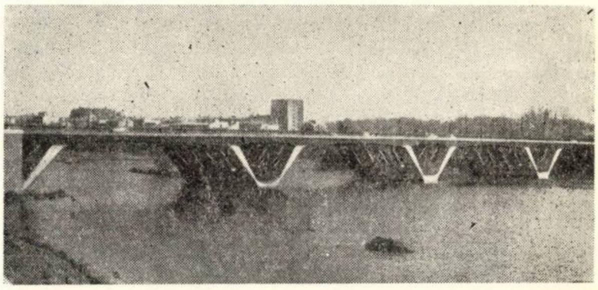


Fig. 5. Podul St. Michel peste Garonne, la Toulouse, executat după proiectul întocmit de E. Freyssinet (structură în cadre de beton precomprimat – 56,70 m deschidere – turnate monolit)

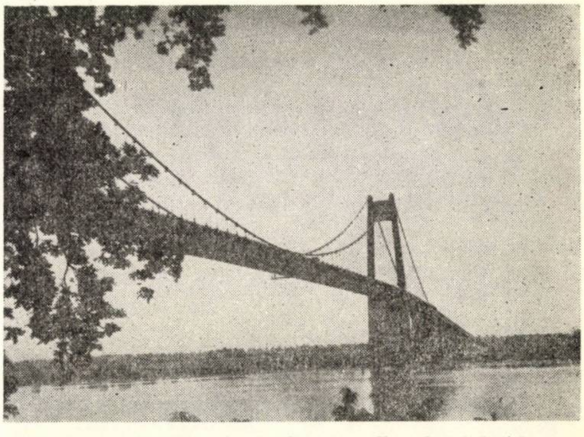
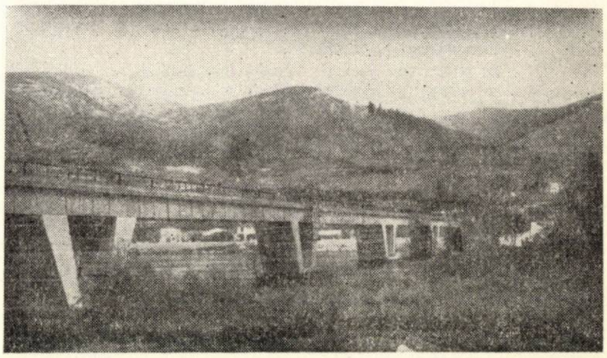


Fig. 6. Podul suspendat peste Sena, la Tancarville, avînd viaduct de acces pe malul stîng alcătuit din grinzi de beton precomprimat preturnate (8 travee a 50 m deschidere)

Fig. 7. Pod din beton precomprimat pentru cale ferată (60 m deschidere) executat peste Rohne, la Voulte, după procedeul în consolă cu bolțari turnați monolit



— în baza principiului lui Saint-Venant, placa subţire şi omogenă se poate înlocui cu o bandă infinită, omogenă şi izotropă, fără greutate proprie, cu margini libere, rezemată asemănător cu placa reală ;

— deformaţia bandei infinite este nulă dincolo de încărcări (exterioare sau reacţiunile reazemelor) ; din această bandă se obţine placa studiată, de lungime finită, suprimînd porţiunile extreme dincolo de încărcările şi reazemele marginale ;

— calculul bandei de lungime infinită permite stabilirea curburii ; după cum o indică şi denumirea metodei, se adoptă teoria prelungirii analitice a planului complex (cu reflexiune la marginile libere) pentru a se obţine soluţia exactă a ecuaţiei biarmonice pentru deformată.

Dezvoltările practice ale teoriei M.R.B. făcute pînă în prezent se concretizează în două programe de calcul electronic denumite M.R.B. 64 şi M.R.B.-B.P. 66.

Programul M.R.B. 64 permite calculul structurilor în formă de plăci omogene şi izotrope, cu moment de inerţie constant, avînd două margini rectilinii şi paralele, cu una sau mai multe deschideri continue.

Pentru a se trata această problemă de analiză cu variabilă complexă se utilizează o reţea pătrată cu 10—14 ochiuri, ceea ce asigură o precizie suficientă.

În calcule, încărcările reale se înlocuiesc cu sarcini uniform distribuite pe suprafeţe rectangulare, paralele cu marginile libere, ceea ce permite o bună aproximare, atît a sarcinilor concentrate sau repartizate, cît şi a momentelor aplicate.

Limitele programului M.R.B.64 sînt următoarele :

— oblicitatea liniei reazemelor nu este mai mică de 30°,

— numărul punctelor de rezemare trebuie limitat la 40,

— numărul dreptunghiurilor de aplicare a sarcinilor se limitează la 72.

Acest program permite stabilirea direcţiei şi mărimii momentelor principale şi a deformaţiilor în orice punct al reţelei, atît sub formă de suprafeţe de influenţă, cît şi de suprafeţe înfăşurătoare pentru sarcinile repartizate (permanente şi suprasarcini).

Stările de deformaţii sînt desenate automat.

În concluzie, acest program dă, la cîteva minute după introducerea în calculator, informaţii mai complete chiar decît un studiu pe model, singura soluţie de rezolvare în trecut pentru asemenea structuri

Programul M.R.B. — B.P. 66 este o extindere a programului precedent şi permite verificarea plăcilor precomprimate. Cu ajutorul acestui program se obţin eforturile unitare principale acţionînd pe faţa superioară, respectiv inferioară a plăcii.

Armăturile pretensionate trebuie să fie situate în plane perpendiculare pe planul plăcii şi pot fi ancorate în orice secţiune.

Succesiunea operaţiilor în efectuarea calculelor este următoarea :

— predimensionarea grosimii plăcii,

— calculul cu programul M.R.B. al eforturilor (suprafeţe de influenţă) şi stării de deformaţie,

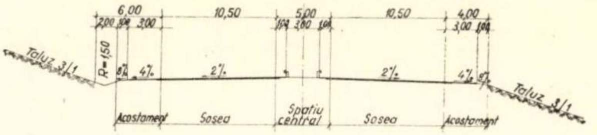
— dimensionarea prin procedee obişnuite a grosimii plăci şi dispunerea armăturii pretensionate,

— calculul cu programul M.R.B.—B.P. 66 al eforturilor unitare principale în placă,

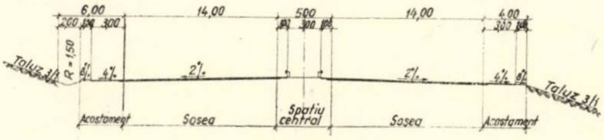
— examinarea critică a rezultatelor şi eventuale corecturi înainte de introducerea din nou în calculator.

Interesul suscitat pe plan mondial de metoda M.R.B. pusă la punct de specialiştii francezi rezultă din numeroasele invitaţii primite de domnii Lerey de a face expuneri în cadrul unor manifestări tehnice ţinute la : Tbilisi (septembrie 1963), San Francisco (martie 1965), Tokio (iunie 1965), Varşovia (septembrie 1965), Paris (martie 1967).

Prezentarea metodei M.R.B. este făcută destul de detaliat (în limba franceză) în publicaţia poloneză Archiwum Mechanniki Stosowonej, numerele 5.XVI — 64.3. XVII — 65 şi 1.XVIII — 65.



PROFIL NORMAL CU 3 FIRE DE CIRCULATIE



PROFIL NORMAL CU 4 FIRE DE CIRCULATIE

Fig. 8. Profile transversale tip

2. TIPIZAREA ŞI AUTOMATIZAREA PROIECTĂRII STRUCTURILOR DE PODURI

Construirea a peste 300 de poduri rutiere anual a dus la necesitatea găsirii unor soluţii eficiente de scurtare a timpului de proiectare a acestor structuri. Soluţiile adoptate în acest sens de Serviciul special de autostrăzi din cadrul Ministerului Lucrărilor Publice se pot grupa în următoarele direcţii : o standardizare cît mai largă şi extinderea utilizării calculatoarelor electronice în proiectare.

a) **Acţiunea de standardizare** cuprinde în principal următoarele :

— profilele transversale de şosele şi autostrăzi, pasaje superioare, pasaje inferioare etc.,

— unghiurile podurilor oblice,

— deschiderile,

— reazeme tip şi fundaţii,

— echipament tip al podurilor.

Elementul a cărui importanţă a fost considerată drept primordială în această acţiune de tipizare a lucrărilor de artă a fost lăţimea şoselelor (fig. 8). O supradimensionare duce desigur la cheltuieli nejustificate, iar lăţimea insuficientă va duce la dificultăţi ulterioare de circulaţie. Normele franceze (circulara C 34/aprilie 1958) cer ca lăţimea lucrărilor de artă să fie dimensionată la volumul circulaţiei estimate pentru următorii 10—20 de ani. După aceleaşi prescripţii se reproduc în tabela 1 lăţimile normalizate ale părţii carosabile funcţie de numărul vehiculelor care circulă într-o zi.

De asemenea sînt normalizate lăţimea trotuarelor, gabaritele şi profilele în lung ale şoselelor în regiunea lucrărilor de artă etc.

Ca urmare a acţiunii de standardizare, Serviciul special de autostrăzi a elaborat o serie de proiecte model pentru podurile tipizate.

Proiectul model conţine : un memoriu descriptiv detaliat al lucrării, un material privind calculul electronic (borderoul datelor necesare calculului, un exemplu de notă de

Tabela 1

Numărul vehiculelor/zi	Lăţimea şoselei în metri
Mai mic de 200	mai mică de 6
200—500	6
500—4 800	7
4 800—7 800	10,50
peste 7 800	14 sau mai mult

Tabela 2

Tipul	Denumirea	Structura	Calcul electronic
1	2	3	4
Pasaje superioare	P.S.—BA—63	Tablier cu grinzi continue de b.a. cu înălţime constantă	Da
	P.S.—BP—64	Tablier dală continuă din b.p. cu grosimea constantă	Parţial
	P.S.—DA—64	Idem de beton armat	Da
	P.S.—DE—64	Tablier cu dală cu goluri continue din b.p. cu grosimea constantă sau variabilă	Da
	C.M.—64	Tablier continuu (beton-oţel) de înălţime constantă sau variabilă	Da
	P.S.—BQ—64	Pod cu console şi tablier din b.p.	Nu
	TI—BA—64	Tablier cu travee independente din grinzi de b.a. cu înălţime constantă	Da
Pasaje inferioare	P.I.—CF.64	Pasaj inferior în cadru închis de b.a.	Da
		Pasaj inferior în cadru deschis de b.a.	Da
	P.I.—D3—64	Pasaj inferior cu tablier dală continuă din b.p. cu grosime constantă	Da
Calculul structurilor	TIV—63	Tablier grinzi metalice continue cu inerţie variabilă	Da
	CED—66	Calculul eforturilor în podurile dală	Da
	CCC—66	Calculul eforturilor în tabliere chesonate curbe, continue, de înălţime constantă	Da
	MRB—64	Calculul eforturilor în plăci continue de inerţie constantă prin metoda reflexiunilor biarmonice	Da
Reazeme fundaţii	PP—64	Pile şi palee	În perspectivă
	CT—66	Culee tip	Nu
	PCCS—64	Fundaţii talpă pentru lucrări de artă	Nu
Echipare	C.C.—64	Parapete, cornişe etc.	—
	IADE—64	Rosturi pentru şosea, aparate de reazem etc.	—
	STER—66	Etanşeitate, straturi de uzură	—

calcul electronic, comentată pentru a permite înţelegerea şi interpretarea uneia similare), unul sau mai multe exemple de aplicare. Pînă în prezent au fost elaborate proiectele model enumerate în tabela 2.

Proiectele model sînt distribuite în mod gratuit serviciilor regionale de drumuri din cadrul Ministerului Lucrărilor Publice, dar pot fi obţinute contra cost şi de alte instituţii sau organisme private.

b) Utilizarea calculatoarelor electronice

Începerea efectivă a utilizării programelor electronice la proiectarea podurilor datează de la 1 februarie 1962. De atunci şi pînă la sfîrşitul anului 1967, cele 13 programe întocmite au servit la rezolvarea a peste 1 800 proiecte. După evaluarea făcută de ing. A. Thiebault, şeful serviciului autostrăzi, productivitatea inginerilor din acest serviciu a crescut ca urmare a utilizării programelor electronice de 18 ori. Un program electronic poate ,,rezolva'' în opt ore de lucru la maşină între 10 şi 20 de poduri.

Se disting două categorii de programe de calcul electronic pentru lucrările de artă şi anume :

— programe tip automatizate, în număr de cinci, care pe baza datelor care definesc lucrarea (deschiderea totală, tipul convoiului, calitatea materialelor) rezolvă problema pusă, căutînd soluţia optimă pe bază de criterii geometrice (înălţimea minimă posibilă) sau economice (cost minim);

— programe pentru calculul structurilor, în număr de opt, dau posibilitatea stabilirii solicitărilor, iar determinarea eforturilor unitare trebuie să fie făcută ulterior de proiectant prin metode tradiţionale.

Betonul precomprimat oferă un domeniu de aplicare deosebit de eficient pentru calculul electronic automatizat (de optimizare), dată fiind complexitatea calculelor. Dar dificultăţile de a transcrie în fişe perforate condiţiile specifice unui astfel de calcul nu au permis punerea la punct a unui program automat pentru betonul precomprimat decît în toamna anului 1965.

Trebuie arătat că efectul momentelor încovoietoare produse de precomprimare poate fi asimilat cu un sistem de sarcini verticale acţionînd în aceeaşi secţiune. Rezultă deci că din punctul de vedere al determinării stării de eforturi, precomprimarea poate fi asimilată cu un sistem particular de sarcini verticale.

După cum se ştie însă, în proiectarea structurilor de beton precomprimat, stabilirea stării de eforturi este dependentă atît de geometria structurii, cît şi de factorul timp (atît pentru faza de execuţie, cît şi pentru cea de exploatare).

O altă dificultate întîmpinată a rezultat din însăşi definiţia dată betonului precomprimat în normele franceze, prin care nu se admite ca în secţiune să apară fisuri. Or, pentru una din structurile cele mai interesante din punct de vedere al calculului electronic, respectiv placa oblică, nu se poate practic evita în anumite zone apariţia întinderilor (implicit a fisurilor), avînd o înclinare oarecare în raport cu fasciculele.

Efortul actual al specialiştilor francezi, care lucrează în probleme de calcul electronic, este îndreptat spre rezolvarea optimizării precomprimării liniare. Problema care se pune este de a stabili valabilitatea unor metode liniarizante, care să permită rezolvarea unor probleme neliniare, cum ar fi optimizarea precomprimării la plăcile fisurate, prin programări liniare.

În ceea ce priveşte costul efectuării calculelor cu ajutorul programelor tip, se menţionează următoarele cifre referitoare la un ordinator puternic de tipul I.B.M.—7094 :

— chiria pentru ordinator este de 3 500 fr. francezi/oră,

— chiria pentru instalaţia de imprimare a rezultatelor (800 semne pe minut) este de 800 fr. francezi/oră.

Durata de rezolvare completă a calculului, inclusiv imprimarea rezultatelor, pentru programele automatizate actuale, este cuprinsă între 20 şi 40 de minute.

Costul unui exemplar din documentaţia tip este cuprins între 100 şi 1 000 fr. francezi, iar efectuarea calculelor electronice, inclusiv imprimarea rezultatelor, în baza programelor din biblioteca serviciului costă între 1 000 şi 2 500 fr. francezi. Aceste preţuri corespund tarifelor în vigoare în anul 1967.

3. PROIECTAREA ŞI EXECUŢIA PODURILOR ÎN CONSOLĂ

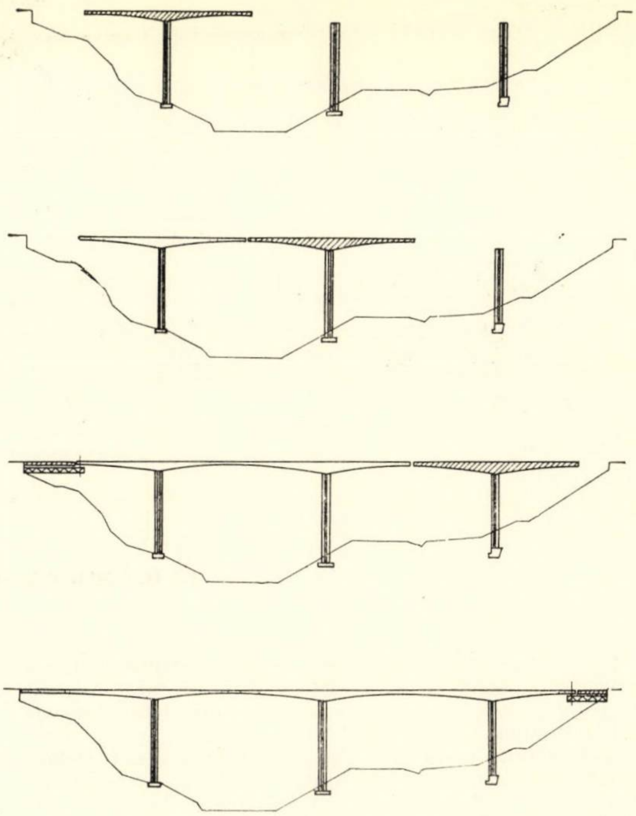


Fig. 10. Podul La Pyle — Fazele de execuţie

Sînt cunoscute avantajele tehnico-economice prezentate de construirea în consolă a podurilor peste văile adînci sau în cazurile în care trebuie păstrat liber spaţiul de sub pod (de exemplu pasajele peste căile ferate sau alte artere rutiere). Execuţia podurilor în consolă poate fi făcută, atît în variante de turnare monolită a bolţarilor, cît şi în variante cu bolţari prefabricaţi.

Din experienţa firmei „Grands Travaux de Marseille", care a executat un număr mare de poduri în consolă în varianta monolit, au rezultat următoarele concluzii :

— lungimea optimă a bolţarilor turnaţi monolit este de 3,0 m ;

— durata de execuţie pentru o pereche de bolţari (pentru a nu solicita excentric pilele, execuţia se face de regulă simetric) este de 5 la 10 zile ;

— precomprimarea se face în etape la circa trei zile după execuţia fiecărei perechi de bolţari ; efortul unitar de compresiune la transfer este pentru ultima pereche de bolţari de circa 20 kg/cm^2 ;

— secţiunea transversală trebuie să fie de formă chesonată pentru a asigura stabilitatea transversală în timpul execuţiei ; aceasta asigură şi o comportare mai bună în faza iniţială (de consolă) datorită plăcii de la partea inferioară (zonă comprimată în faza iniţială).

Una din dificultăţile cele mai mari întîmpinate la execuţia acestor structuri rezultă din greutatea evaluării corecte a deformaţiilor în timp ale structurii. Din această cauză pot apărea nepotriviri de cotă la capetele consolelor ce trebuie ulterior solidarizate ; această solidarizare se poate face sub formă de articulaţie sau de încastrare. De asemenea, evoluţia deformaţiilor în timp ale structurii poate duce la alterarea profilului în lungul podului.

Evaluarea cu exactitate a deformaţiilor în timp este greu de făcut pentru toate structurile de beton, dar în cazul podurilor executate în consolă se complică datorită vîrstei diferite a diverselor tronsoane.

Pentru diminuarea efectelor nedorite ale deformaţiilor în timp există următoarele posibilităţi :

— o corectare continuă a formei construcţiei în timpul execuţiei ;

— adoptarea variantei cu bolţari prefabricaţi, ale căror deformaţii în timp sînt mai mici ;

— monolitizarea îmbinării la capetele consolelor adiacente, deoarece în structurile static nedeterminate se obţine o mai bună retransmitere a eforturilor şi ca urmare o egalizare a deformaţiilor.

Din observaţiile făcute rezultă că la întocmirea proiectului trebuie să se calculeze, pe lîngă starea de eforturi, şi starea de deformaţii pentru fiecare etapă de execuţie (perechi de bolţari), cu precizarea corecţiilor ce trebuie aduse.

Din experienţa filialei STUP, care este profilată pe întocmirea proiectelor (Europes Ètudes) rezultă următoarele concluzii privind proiectarea podurilor în consolă :

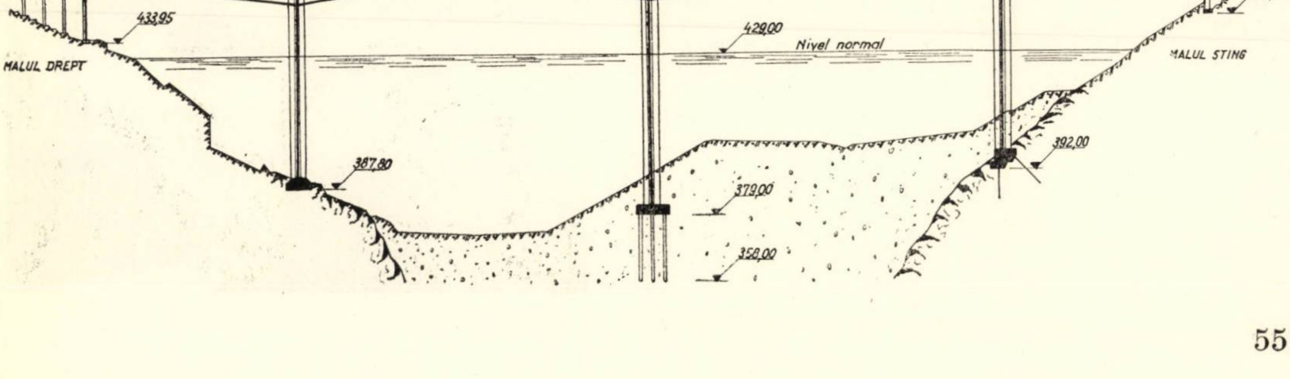
a) **Structura longitudinală** — dispunerea şi realizarea rosturilor de dilataţie. Soluţiile adoptate depind de lungimea structurii şi rigiditatea pilelor, astfel :

— pentru podurile cu trei deschideri este, de regulă, suficient să se prevadă reazeme deplasabile la culee, păstrîndu-se încastrarea pe pile ; uneori este necesar să se micşoreze rigiditatea pilei ; tablierul poate fi făcut independent de pile, după restabilirea continuităţii la cheie ; încastrarea provizorie necesară în faza de execuţie pentru păstrarea echilibrului consolelor se realizează prin precomprimarea provizorie a unor bare groase (Ø 26 mm) din oţel superior ;

— pentru poduri cu multe deschideri, formula cea mai avantajoasă este de a realiza ansambluri de deschideri cu continuitate, despărţite prin articulaţii sau prin travee independente rezemate pe console.

b) **Structura transversală** este de formă casetată şi are inimile la o distanţă de 5—6 m ; grosimea inimilor este de regulă de 20—30 cm. Pentru podurile cu o lăţime mai mare de 15 m se adoptă o structură din două sau mai multe chesoane ce se execută independent şi se leagă ulterior prin placa superioară. Înălţimea secţiunii este de obicei variabilă şi nu depăşeşte (pe reazem) 1/18 din deschidere. Se păstrează grosimea inimilor constantă şi se variază numai grosimea plăcii inferioare.

Fig. 9. Podul La Pyle — Secţiune longitudinală



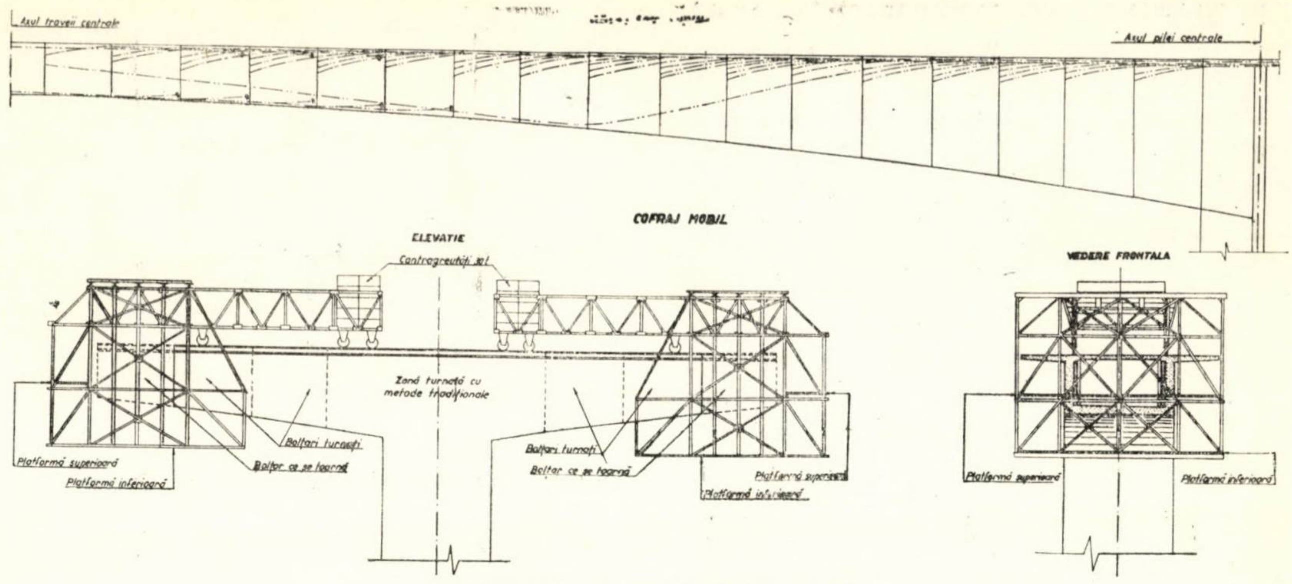


Fig. 11. Podul La Pyle — Cablaj longitudinal în tablier

Pentru deschideri pînă la 60 m se poate adopta înălțimea constantă a secțiunii, dar aceasta duce la un consum sporit de materiale și la dificultăți în realizarea unei forme regulate a intradosului.

c) **Armături.** Capacitatea și traseul fasciculelor trebuie astfel alese încît să permită simultan satisfacerea condițiilor de rezistență și descreșterea numărului lor (de la reazem spre cheie) într-un ritm dictat de posibilitatea de ancorare a fasciculelor în rosturile dintre bolțari.

Fasciculele, la care poziția ancorajului este mai depărtată decît bolțarul care se toarnă într-o anumită etapă, urmează a fi anfilate ulterior. Canalele acestor fascicule se realizează cu teci pierdute, umplute provizoriu în timpul betonării pentru a nu se deforma. Din experiența STUP rezultă un consum de manoperă, raportat la tona de armătură pretensionată, de 10 ore pentru montarea tecii și 20 de ore pentru anfilarea ulterioară a fasciculului. Este indicat să se prevadă poziția ancorajelor la partea inferioară a inimilor pentru a asigura o comportare mai bună la acțiunea forțelor tăietoare. Cantitatea de armătură nepretensionată este de ordinul a 45—50 kg la metrul cub de beton.

d) **Cofraj și eșafodaj mobil pentru turnarea bolțarilor.** Eșafodajul este alcătuit din ferme triunghiulare dispuse în planul vertical al inimilor și contravîntuite între ele. Echilibrul eșafodajului este asigurat printr-o contragreutate pe timpul deplasării și prin dispozitive de prindere de bolțarii executați anterior în fazele de turnare și precomprimare. De eșafodaj sînt suspendate schele de lucru care permit montarea armăturilor, executarea precomprimării etc. Din proiectele realizate pînă în prezent rezultă că greutatea acestui dispozitiv (fără cofraj) este de 300—350 kg/m^2 de suprafață utilă a bolțarului. Numărul eșafodajelor mobile depinde de durata de execuție dorită. În condițiile economice din Franța, pentru ca acest procedeu de execuție să fie rațional, trebuie să se asigure cel puțin 10 refolosiri ale instalației. În acest caz, rezultă un consum de oțel de $\frac{350}{10} = 35$ kg/m^2 de suprafață utilă de bolțari, respectiv un cost de 35 × 2 fr. fr. = 70 fr. fr./m^2, la care se adaugă manopera de montare, ripaj, demontare (4 ore/m^2). Pentru o instalație trebuie o echipă de 4—6 muncitori, avînd o pregătire complexă, dată fiind complexitatea lucrărilor ce trebuie executate.

În proiectele întocmite de Europes Ètudes (filiala firmei STUP) se fac următoarele precizări pentru lucrările de nivelment de control ce trebuie efectuate pe timpul execuției podurilor în consolă.

Măsurătorile se fac cu un aparat de precizie : instrumentul WILD T 2 (se menționează că precizia nivelelor obișnuite nu-i suficientă). Pentru a reduce influența variației diurne a temperaturii și a efectului însoririi, măsurătorile se efectuează dimineața sau după apusul soarelui.

Pe tot timpul execuției se fac măsurători ale temperaturii exterioare, la umbră, cu termometre de maxim și minim. De asemenea se fac măsurători de temperatură la interiorul și exteriorul lucrării, în dreptul ultimului bolțar precomprimat, dimineața, la prînz și seara, precum și în momentul efectuării nivelmentului.

Ca nivel de referință se utilizează următoarele puncte fixe a căror cotă se verifică lunar :

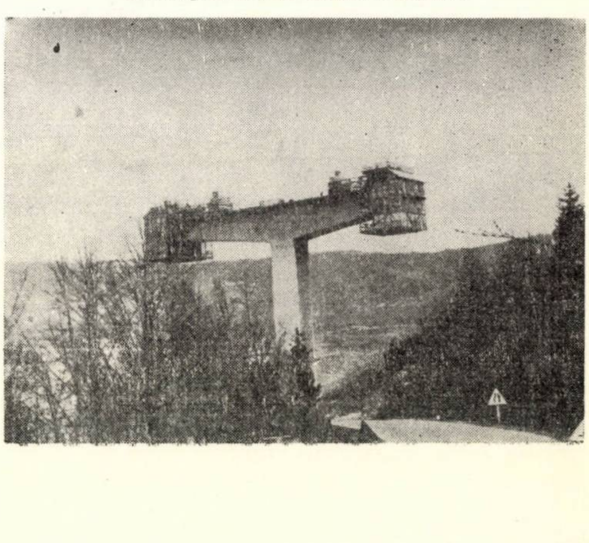
— înainte de începerea lucrării se betonează borne de nivel pe cele două maluri ; aceste repere trebuie să fie vizibile din orice punct al construcției și nu se distrug decît după terminarea execuției podului ;

— după construirea fiecărei pile se fixează patru borne pe partea superioară a pilei ;

— după execuția bolțarului amplasat pe pilă se montează în axul acesteia reperi, la extradosul și intradosul grinzii-cheson ;

— la fiecare bolțar se montează o placă metalică de 8 × 10 cm pe fața superioară a plăcii inferioare, iar în dreptul verticalei acestei plăci se lasă în placa superioară a grinzii o gaură de 6 × 10 cm pentru a permite trecerea mirei, care va trebui să aibă o lungime cu 2,0 m mai mare decît înălțimea maximă a bolțarilor ; plăcile metalice și golurile vor avea aceeași poziție pentru toți bolțarii față de rostul de turnare ; în cazul secțiunii transversale cu două inimi, reperii sînt plasați în axul podului, iar pentru secțiunile cu trei inimi, în axul casetelor amonte și aval.

Fig. 12. Podul La Pyle pentru traversarea lacului de acumulare al amenajării hidroenergetice Vouglans de pe rîul Ain — Fază de execuție în consolă prin turnarea monolită a bolțariior



În încheiere, se prezintă două exemple de poduri executate în consolă, ale căror șantiere le-am vizitat în cursul deplasării.

— *Șantierul podului La Pyle* peste rîul Ain, executat de firma ,,Grandes Travaux de Marseille'' (G.T.M). Caracteristicile geometrice și forma podului rezultă din figura 9.

Din punct de vedere static, tablierul este o grindă continuă cu patru deschideri (65 — 110 — 110 — 65 m) încastrată elastic pe cele trei pile și simplu rezemată pe culee. Pilele, care au fost executate în cofraje glisante, au o înălțime relativ mare, deoarece podul este amplasat la coada unui lac de acumulare (amenajarea barajului Vouglans) destul de adînc.

În secțiune transversală, tablierul este un cheson, avînd două inimi de 40 cm grosime și plăcile de 20 cm grosime. Dimensionarea s-a făcut pentru convoiul militar corespunzînd tancului de 100 t.

Betonul prescris pentru tablier este de marcă 525 kg/cm^2 (determinată pe cilindru), iar efortul maxim de compresiune admis este de 135 kg/cm^2. Prepararea betonului se face în stația șantierului, dotată cu dozatoare automate și instalație automată de corectare a cantității de apă în funcție de umiditatea nisipului. Rețeta betonului utilizat pentru turnarea bolțarilor era următoarea :

— agregate 0/3	540 kg/m^3
— agregate 8/15	500 kg/m^3
— agregate 12/25	830 kg/m^3
— ciment Portland	400 kg/m^3
— apă	168 l/m^3.

Deoarece lucrările au continuat și în perioada de timp friguros, șantierul a fost obligat să ia următoarele măsuri pentru a asigura continuitatea lucrului :

— încălzirea apei și a agregatelor pentru prepararea betonului;

— închiderea eșafodajului pentru turnarea bolțarilor și încălzirea acestui spațiu cu ajutorul unui generator de aer cald. Generatorul utilizat poate furniza 40 000 kcal/h (temperatura maximă a aerului la ieșire este de + 50°C) și are un consum de 4,8 kg/h combustibil (viscozitate 1,4°E la 20°C).

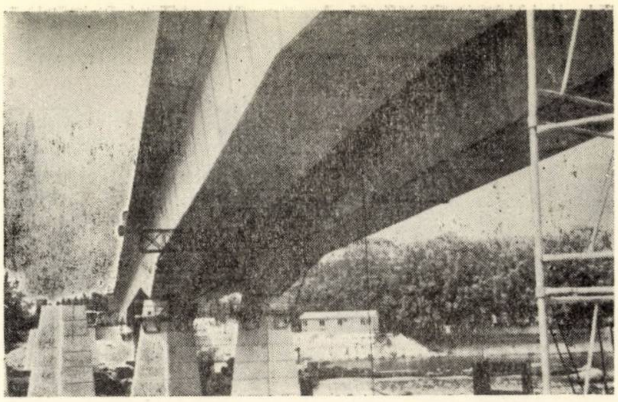


Fig. 13. Pod peste Sena, la Paris, pentru bulevardul periferic – Execuție în consolă cu bolțari prefabricați

O problemă specială privind calitatea betonului la acest șantier a fost la execuția pilelor, datorită condițiilor impuse de etanșeitate. Pentru aceasta, la prepararea betonului după rețeta indicată anterior se adaugă suplimentar următoarele produse :

— F_{ro} — B — Sika — IASR	0,1 l/m^3
— Plastokret 224	1,0 l/m^3.

Fazele de execuție rezultă din figura 10. Pentru turnarea celor șase console s-au utilizat două eșafodaje mobile (fig. 11 și 12). Ritmul de execuție a fost de 10 zile în medie pentru două tronsoane a 3 m lungime.

După executarea consolelor, capetele lor au fost monolitizate, obținîndu-se o structură continuă.

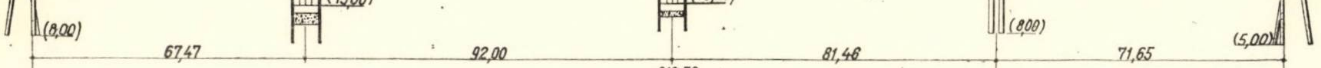
Ultima etapă constă în turnarea pe eșafodaje suspendate a traveelor marginale. Aceste eșafodaje reazemă la o extremitate pe culee, iar la cealaltă pe capătul consolei.

Precomprimarea s-a efectuat cu armături de tip CO — 2 (procedeu elaborat de G.T.M.) alcătuite din șapte toroane a șapte sîrme cu diametrul de 3,6 mm, avînd rezistența de rupere 210 kg/mm^2. Forța de control la precomprimare este de 75 t/fascicul, iar cea pe care se contează în final, după consumarea tuturor pierderilor de tensiune, este de 59,6 tf.

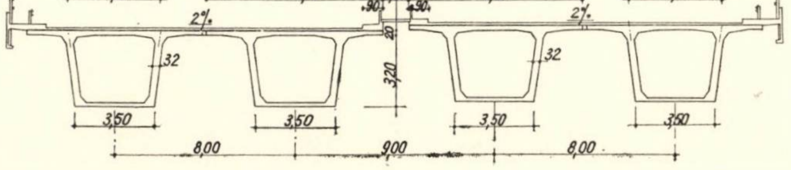
Se disting trei etape de precomprimare corespunzătoare fazelor de execuție și anume :

— execuția consolelor, etapă în care se tensionează 86 de fascicule ;

Fig. 14. Pod peste Sena pentru bulevardul periferic – Secțiune longitudinală



SECTIUNE TRANSVERSALA IN CIMP



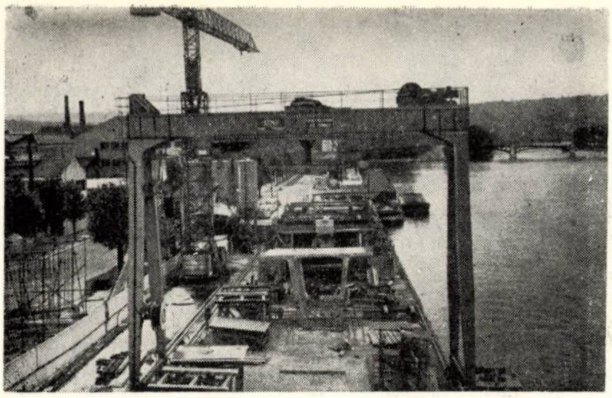


Fig. 15. Platforma de prefabricare a bolţarilor, cu portalul de ridicare şi transport şi maşina de formare

— monolitizarea bolţarilor dintre capetele consolelor, fază în care se tensionează 28 de fascicule suplimentare;

— execuţia traveelor marginale, pentru care se tensionează ultimul grup de 28 de fascicule.

Consumurile totale de materiale necesare realizării acestei lucrări sînt următoarele:

— beton armat în pile şi culee	3 000 m³
— beton precomprimat în tablier	2 000 m³
— cofraje	14 000 m²
— oţeluri cu aderenţă îmbunătăţită . . .	311 t
— armătură pretensionată (18 000 m) . . .	70 t.

Şantierul podului Point du Jour, peste Sena (fig. 13), pentru bulevardul periferic al Parisului; lucrarea este executată de firma Campenon Bernard, în soluţia cu bolţari prefabricaţi, în care această întreprindere este specializată. Aspectul general şi principalele dimensiuni rezultă din figura 14. Această lucrare prezintă următoarele particularităţi:

— oblicitate de 68°,

— traseu curb spre extremitatea de la malul stîng,

— profilul în lung în pantă (3,63 m diferenţă de nivel între culee pe 312,58 m lungime),

— lucrarea trebuie să se înscrie între alte două lucrări de artă, executate de alte firme şi ca atare se cere o precizie de construcţie deosebit de mare, practic cu toleranţe de ± 0,00 cm,

— rosturile dintre bolţari sînt realizate prin lipire cu răşină epoxidică.

După cum rezultă şi din figura 14, lucrarea prezintă o lăţime foarte mare, respectiv 34,60 m, urmînd să suporte opt benzi de circulaţie. Secţiunea transversală a podului este alcătuită din patru grinzi chesonate, solidarizate două cîte două, realizîndu-se în fapt două poduri alăturate.

În lung, schema statică adoptată este o grindă continuă cu patru deschideri (67,47 — 92,00 — 81,46 — 71,65 m pentru podul din amonte şi 67,47 — 92,00 — 81,33—70,54 m pentru podul din aval).

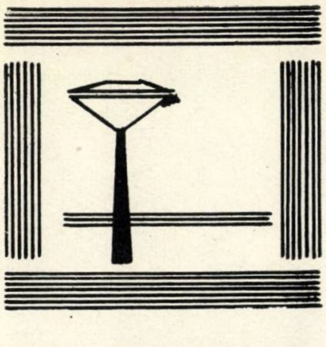
Execuţia bolţarilor se face pe o platformă, în tipare metalice de o construcţie complexă, cu acţionări hidraulice pentru manevrarea diverselor părţi componente (fig. 15). Pentru a se asigura o păsuire a rostului lipit, practic fără grosime, bolţarii se toarnă în ordine de montaj, ultimul bolţar turnat servind drept cofraj pentru suprafaţa din rost a bolţarului următor. Ca să se împiedice aderenţa dintre betonul întărit şi cel proaspăt turnat se aplică pe bolţarul care serveşte drept cofraj o pastă formată din săpun şi talc industrial.

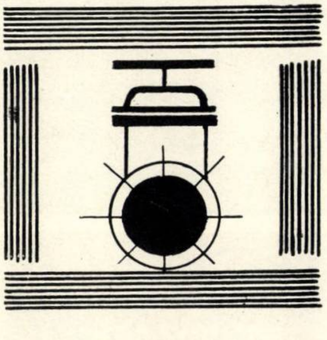
La turnarea fiecărui bolţar se reglează dimensiunile cofrajului, pentru a se realiza caracteristicile de proiect ale podului (curbură, pantă, lungimi diferite între grinzi), precum şi corecţiile funcţie de erorile de execuţie înregistrate pînă în acel moment. Feţele laterale ale cofrajului sînt din tablă de 8 mm şi prezintă mici porţiuni în relief pentru a da suprafeţei betonului un grad superior de finisare similar cu aspectul pietrei buciardate.

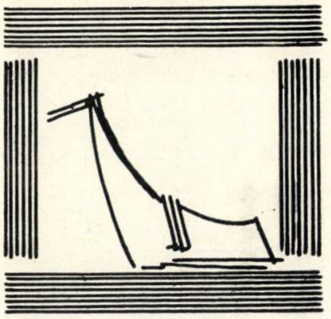
Golurile pentru canalele fasciculelor se realizează cu ajutorul unor teci din bandă de oţel cu falţ elicoidal, înglobate la turnare.

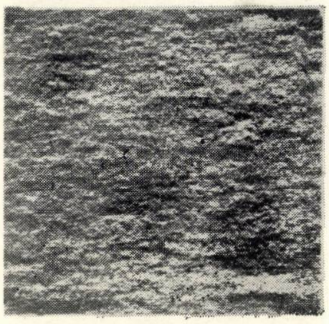
Armătura pretensionată este alcătuită din fascicule compuse fie din 12 toroane 1/2″, fie din 12 sîrme cu Ø 8 mm după procedeele de precomprimare STUP.

Costul total al lucrării este de 200 000 000 fr. francezi, iar costul unei maşini de formare pentru bolţari este de 300 000 fr. francezi. Poligonul de prefabricare a bolţarilor este pe chei, în imediata vecinătate a şantierului şi spaţiul de depozitare este foarte limitat.







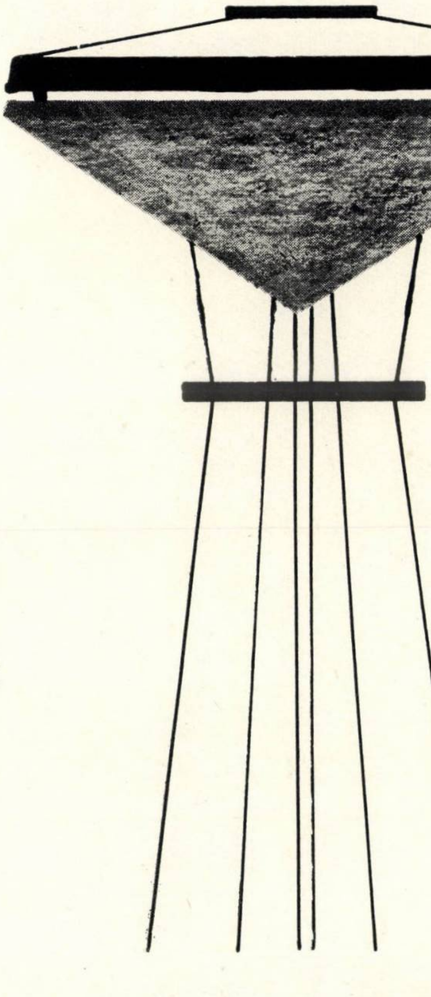


COMITETUL DE STAT AL APELOR

ipach

INSTITUTUL PENTRU PLANURI DE AMENAJARE
ȘI CONSTRUCȚII HIDROTEHNICE
STR. DR. RÎUREANU NR. 3 TEL. 143630/53
BUCUREȘTI

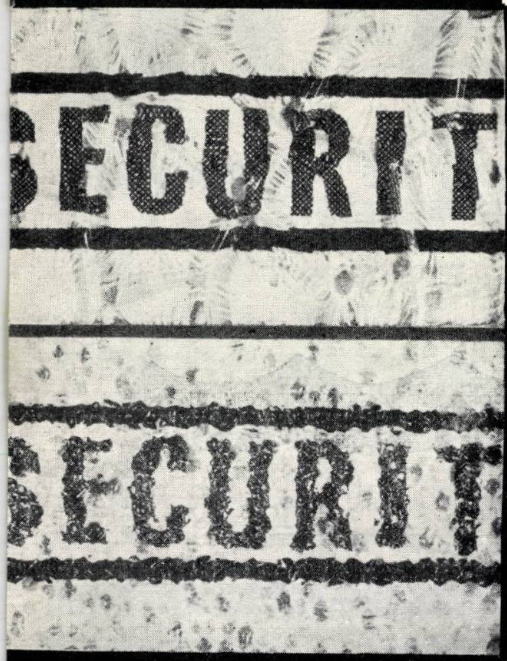
- AMENAJĂRI COMPLEXE
- GOSPODĂRIA APELOR
- BARAJE
- CONSTRUCȚII HIDROTEHNICE
- REGULARIZĂRI DE RÎURI
- ALIMENTĂRI CU APĂ
- CANALIZĂRI



ABRICA de Geamuri Scăeni

produce și livrează pe bază de comandă fermă fără repartiție:

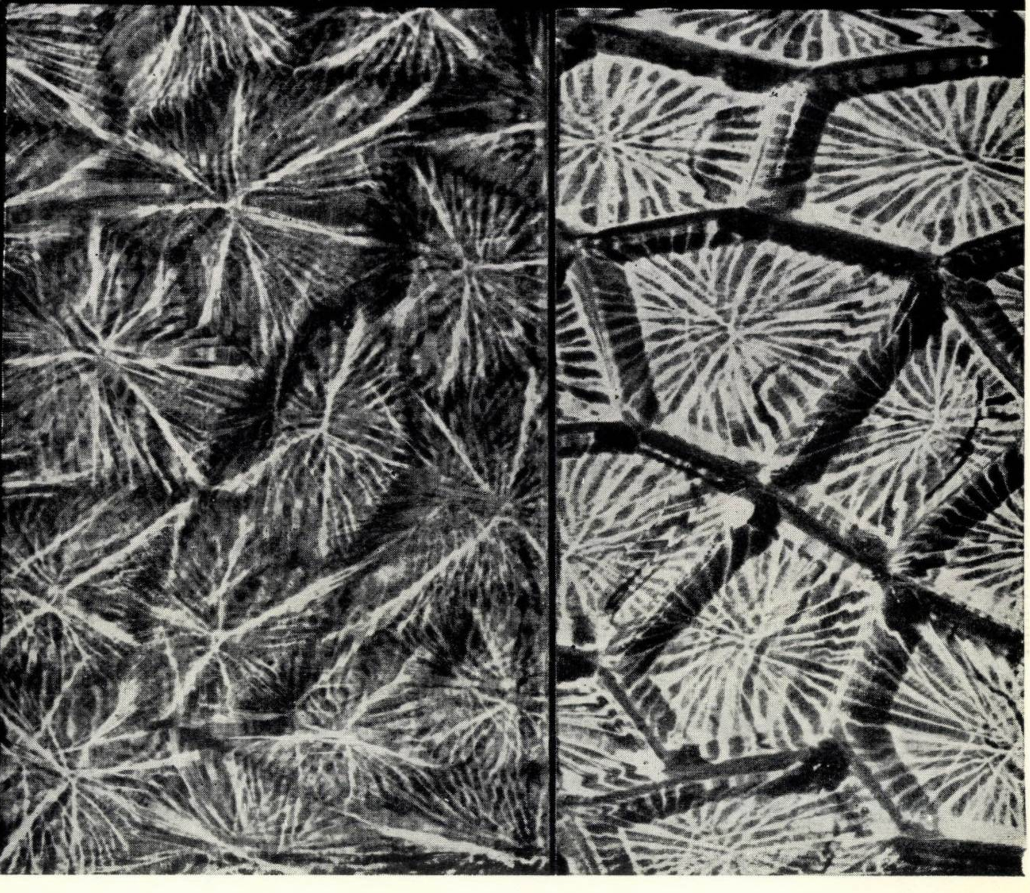
- ✻ **GEAMURI ORNAMENT PLANE, SECURIZATE**
  150 x 1 200 — 200 x 2 200 mm/4 — 12 mm
- ✻ **GEAMURI TRASE, PLANE, SECURIZATE**
  100 x 1 000 — 100 x 1600 mm/5—6 mm



va produce în curînd:

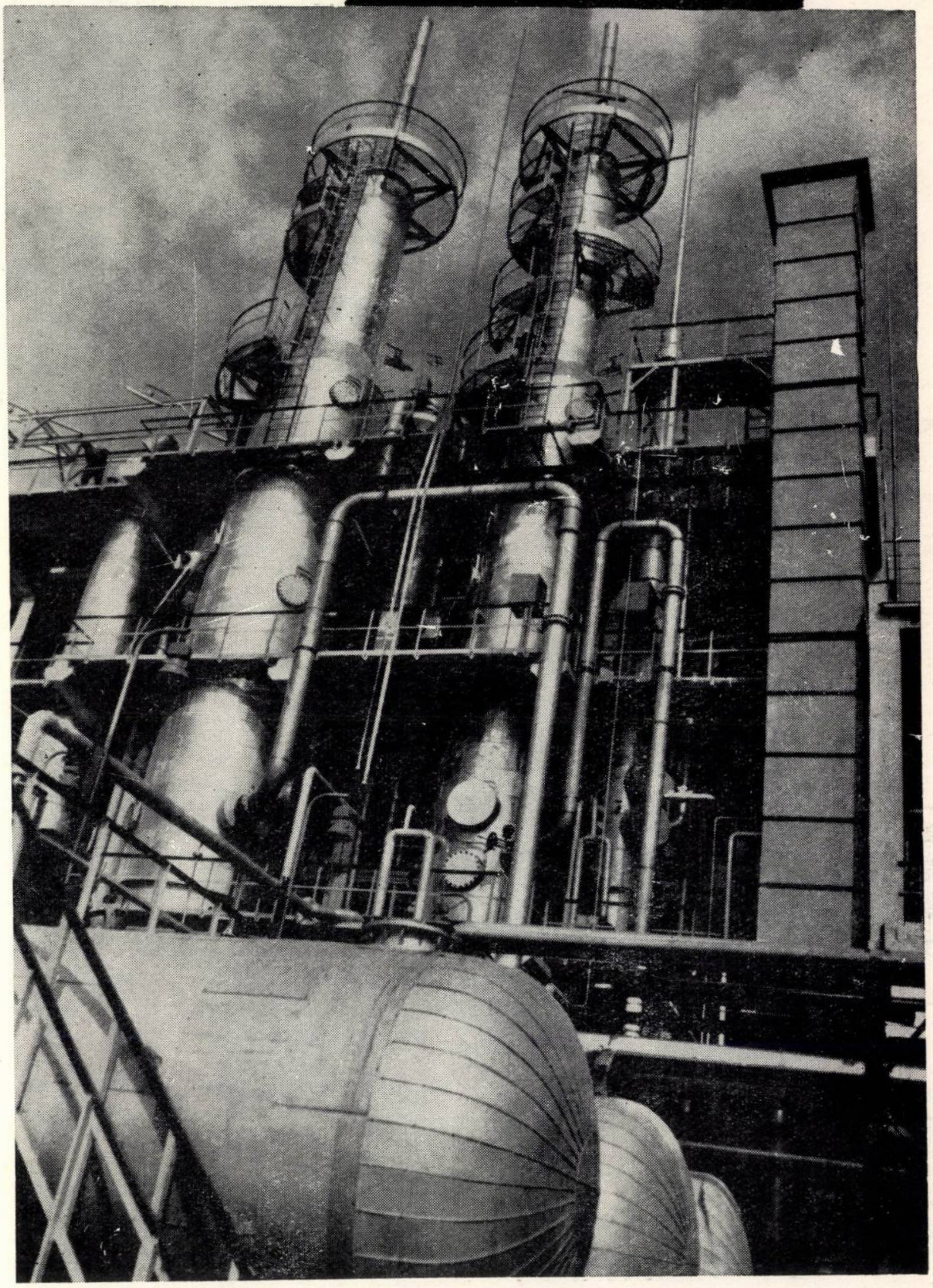
- ✻ **GEAMURI ORNAMENT EMAILATE, SECURIZATE**
- ✻ **GEAMURI SECURIZATE PENTRU CONSTRUCȚII:**
  - ● Uși din geam ornament (emailate și neemailate)
  - ● Geamuri termoabsorbante securizate
  - ● Geamuri de protecție la polizoare
- ✻ **MOBILIER DIN STICLĂ SECURIZATĂ**

Informații suplimentare
se pot obține la
SERVICIUL TEHNIC
FABRICA DE GEAMURI
SCĂENI
Județul Prahova
Telefoane: 11832.33.34.35.36



EXECUTA:

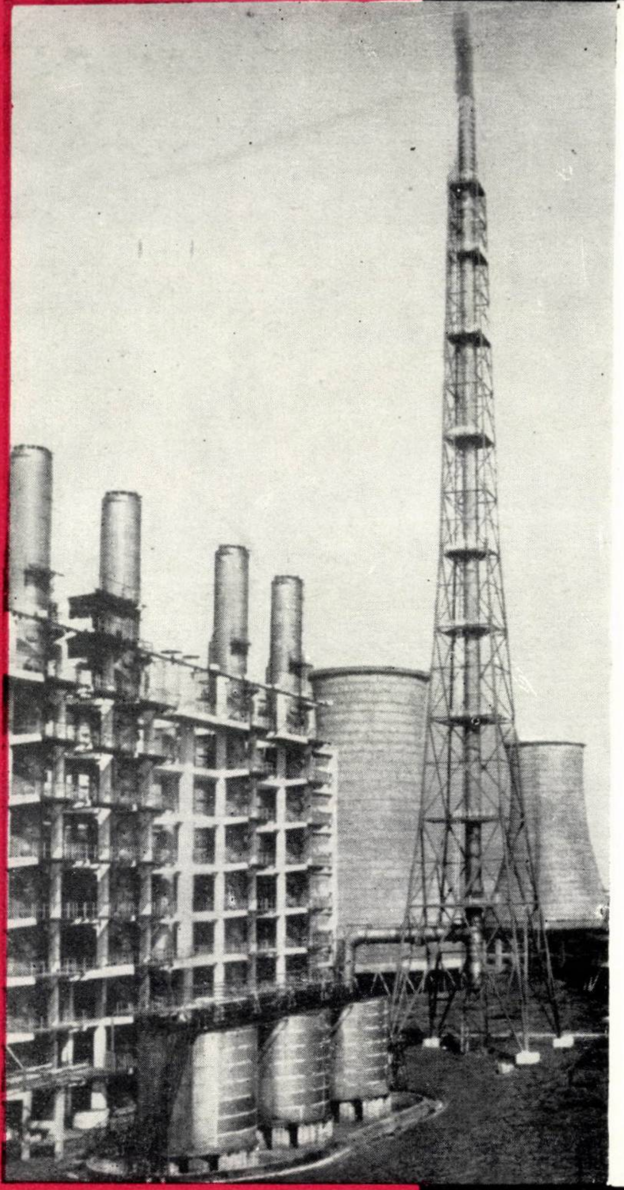
- CONSTRUCȚII DE COMPLEXE INDUSTRIALE
- CLĂDIRI DE LOCUIT ȘI SOCIAL-CULTURALE
- CONSTRUCȚII SPECIALE — TURNURI DE RĂCIRE, REZERVOARE
- ELEMENTE DE BETON PRECOMPRIMAT
- ALIMENTĂRI CU APĂ ȘI STAȚII DE TRATARE
- DRUMURI ȘI CĂI FERATE
- CONSTRUCȚII AGROZOOTEHNICE



ISCM
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ

M.C.I.C.R. — D.G.C.
Întreprinderea Șantier Construcții Montaje
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ, STR. CAUCIUCULUI Nr. 22
TELEFON 1000; 1001 • CONT. B.I. 040.28.001

INSTITUTUL DE PROIECTĂRI PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ
ANORGANICĂ ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR



„IPRAN", INSTITUT DE PROIECTĂRI PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ ANORGANICĂ ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR, AVÎND O EXPERIENŢĂ DE PESTE DOUĂ DECENII, CONCRETIZATĂ ÎN NUMEROASE FABRICI ŞI COMBINATE CHIMICE REALIZATE ÎN ŢARĂ ŞI PESTE HOTARE, ELABOREAZĂ STUDII ŞI PROIECTE PENTRU INSTALAŢII DIN DOMENIILE:

- INDUSTRIA PRODUSELOR SODICE
- INDUSTRIA ACIDULUI SULFURIC ŞI DERIVAŢI
- INDUSTRIA ÎNGRĂŞĂMINTELOR CU AZOT, CU FOSFOR, PRECUM ŞI A ÎNGRĂŞĂMINTELOR COMPUSE ŞI COMPLEXE
- INSTALAŢII PENTRU INDUSTRIA ANORGANICĂ (ACID FOSFORIC ŞI SĂRURILE SALE, BICROMAT, CARBID, SĂRURI DE FLUOR, PIGMENŢI ANORGANICI)

ÎN ACESTE DOMENII DE ACTIVITATE ELABOREAZĂ, LA CEREREA CLIENŢILOR, URMĂTOARELE TIPURI DE LUCRĂRI:

- STUDII DE OPORTUNITATE ŞI FEZABILITATE PENTRU CREAREA UNOR INSTALAŢII ŞI ÎNTREPRINDERI CHIMICE COMPLEXE DE VALORIFICARE CHIMICĂ A RESURSELOR MINERALE
- STUDII TEHNICO-ECONOMICE PENTRU ÎNTREPRINDERI CHIMICE CARE SĂ VALORIFICE OPTIM BOGĂŢIILE NATURALE DIN REGIUNE
- STUDII DE SISTEMATIZARE ŞI MODERNIZARE A INSTALAŢIILOR EXISTENTE ÎN VEDEREA RENTABILIZĂRII ACESTORA
- PROIECTE COMPLEXE PENTRU TOATE SPECIALITĂŢILE INGINEREŞTI (AMPLASAMENTE, PLATFORME INDUSTRIALE, INSTALAŢII TEHNOLOGICE, SECŢII ŞI ATELIERE AUXILIARE, SURSE DE UTILITĂŢI, AMENAJĂRI TEHNICO-ADMINISTRATIVE ŞI SOCIALE AFERENTE UZINEI), ŢINÎND SEAMA DE CONDIŢIILE LOCALE

DE ASEMENEA

- ACORDĂ ASISTENŢĂ TEHNICĂ LA MONTAREA ŞI PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE A INSTALAŢIILOR INDUSTRIALE PROIECTATE
- ACORDĂ, PRIN SPECIALIŞTII SĂI, CONSULTAŢII TEHNICE PRIVIND POSIBILITĂŢILE DE COLABORARE ŞI COOPERARE

IPRAN

BUCUREŞTI

STR. MIHAIL EMINESCU Nr 19-21 • TELEFON 11.79.40 • TELEX 183

1983

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA

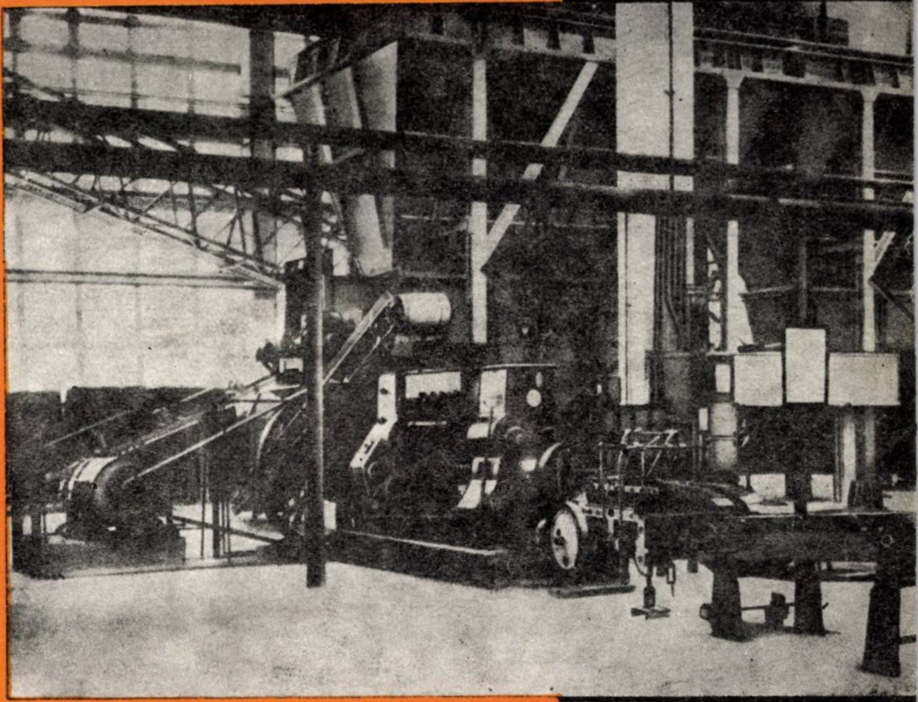
FOREIGN TRADE STATE ENTERPRISE

1969 JAN 28

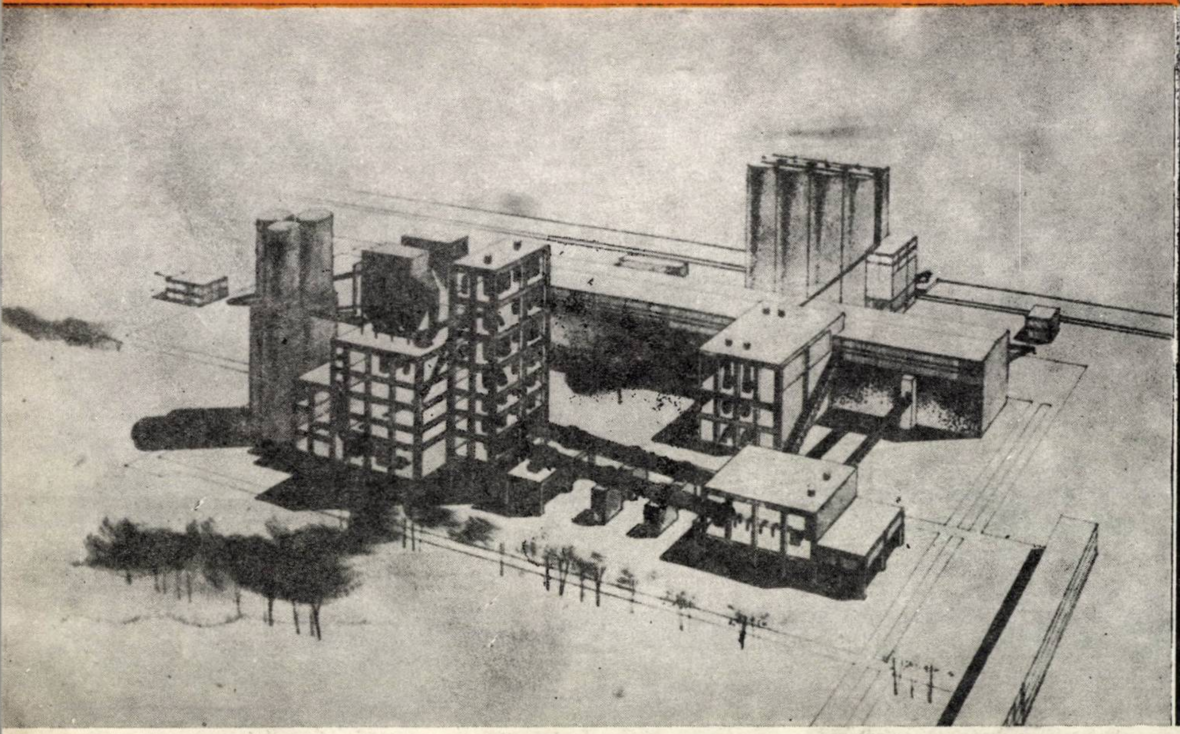
supplies

- equipment, machinery, designs and technical assistance for dry or wet process cement plants, brick and tile works, concrete prefabricated parts factories (large pannels for housing constructions, industrial elements, stay-poles, irrigation troughs, pressure pipes, a.s.o.), expanded clay factories.

- sliding equipment for various constructions (industrial chimney stacks with variable section, silos with cells of various shapes and sizes, dwelling buildings, a.s.o.).



For further information and offers apply to
I.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT, 2, Gabriel Péri St., Bucharest ROMANIA
Telephone: 116 ★ Telex: 214 ★ Cables: INDEXPORT



ERALVA

1968 11

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCŢII
ARHITECTURĂ ŞI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

R

E 1688

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU
CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

11

1968

VOLUMUL 20, Nr. 11

NOIEMBRIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Mateescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

M. SOARE:

Probleme moderne în construcţii: structurile spaţiale 561

R. AGENT:

Extinderea utilizării schemei Kani la calculul iterativ al cîmpurilor termice 568

E. DIMITRIU-VÎLCEA:

Aplicarea metodei aproximaţiilor succesive la calculul cîmpurilor de temperatură plane staţionare 577

A. BOGHIAN, L. GROLL, ALEX. TIBULCĂ:

Încălzirea electrică a îmbinărilor umede la clădirile din panouri mari montate pe timp friguros 588

V. GORAN, M. IONESCU:

Vibratoare pentru compactarea betonului produse în România 592

I. FĂCĂOARU, D. TEODORESCU, MARIA BLUM:

Influenţa temperaturii asupra întăririi chiturilor pe bază de silicat de sodiu determinată prin metoda ultrasonică 598

S. CUCOŞ:

Identificarea şi dozarea cantitativă pe cale microscopică a componenţilor din clincherul de ciment Portland 603

CRONICĂ

RECENZII

DOCUMENTARE

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria: Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector I, telefon: Redacţia şi Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primesc numai la administraţie. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 136.401.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii" şi „Arhitectura"

Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967 c. 5908

SUMMARY

M. SOARE: Up-to-date problems of building; spatial structures

Spatial structures might be classified in three categories namely: reticular structures (made of bars) which are mainly stressed by axial forces; slab structures and mixed structures.

Out of all these the author particularly dwells upon spatial networks and orthotropic floor slabs; for each type of structure apart are given practical methods of solving.

Finally come several considerations on the reciprocal links between continuous and discontinuous structures judged from the standpoint of practical analysis methods.

R. AGENT: Extending the utilization of the Kani diagram to the iterative computation of thermal fields

The article deals with the analysis of temperature fields; temperatures are computed at the knots of a reticular system equivalent to the thermal field provided that outside and inside temperatures are given.

The system of boundary conditions consists of n equations of n unknowns (temperatures at knots); it is solved by successive approximations on a diagram similar to that used by Kani in theory of structures.

The author shows the boundary conditions and how to organize the carry-over processes on the model of that used by Kani in frame analysis; the article concludes with a numerical example.

E. DIMITRIU-VÎLCEA: Successive approximations method applied to the computation of plane stationary temperature fields

The article deals with the method of successive approximations through differences applied to the computation of plane stationary temperature fields.

This method enables us to determine the temperatures as well as the heat transfer resistance of various sections of a building component.

The computation of temperature fields by successive approximations is highly important for thermotechnics since it enables us to assess the influence of thermal bridges on the behaviour of building components exposed to surface condensation and to choose adequate measures to avoid such phenomena.

A. BOGHIAN, L. GROLL, AL. TIBULCA: On the electric heating of we joints of buildings made of prefabricated wall panels assembled on cold weather

Electric heatind of concretes is a method featured by its utter simplicity and is particularly advantageous since it enables us to uninterruptedly apply, even on cold weather, one of the most efficient construction methods namely concreting in slip forms and assembly of large precast wall panels.

The article describes the procedure and details its applications to the erection of buildings made of precast wall panels.

V. GORAN, M. IONESCU: Romanian vibrators for the compaction of concrete

The task of placing huge quantities of first-rate concretes which latter can be obtained only by means of up-to-date compaction procedures, of which one of the most important is vibration, has determined the commencement of the manufacture of highly diversified series of vibrators.

The articles deals with the making and technical characteristics of these vibrators since recently manufactured in Romania.

I. FĂCĂOARU, D. TEODORESCU, MARIA BLUM: Ultrasound method helps determining the influence of temperature on the hardening of putties on base of sodium silicate

The research work the article deals with has proved the possibility of investigating comparatively, by an original method, the evolution of the processes occuring during the hradening of putties made of sodium silicate either with or without admixtures or of graphite combined with various hardening agents.

The method consists in determining the propagation velocity of ultrasounds at various moments and temperatures.

Application of this method enabled us to outline three distinct phases occuring during the hardening process of putties on base of sodium silicate in function of both the hardening agent and the temperature.

The method is equally able to point out that temperature is the basic factor in the evolution of the hardening process of putties. made of silicates.

S. CUCOŞ: Microscopic identification and quantitative proportioning of the components of a Porland of cement clinker.

SOMMAIRE

M. SOARE : Problèmes actuels du bâtiment ; les structures spatiales

On peut classifier les structures spatiales en trois catégories nommément : structures réticulaires (en barres) principalement soumises aux efforts axiaux ; structures en plaques et structures mixtes.

On traite en détail des réseaux spatiaux et des planchers orthotropes ; pour chaque structure à part on indique les moyens de résolution.

On conclut par quelques considérations ayant trait aux relations réciproques qui lient structures continues et discontinues du point de vue des méthodes pratiques de calcul.

R. AGENT : Extension de l'utilisation du schéma de Kani au calcul itératif des champs thermiques

L'article traite de la détermination d'un champ de températures en calculant les valeurs des températures aux nœuds d'un système réticulaire équivalent au champ thermique et pour lequel on admet que les températures intérieures et extérieures sont données.

Le système d'équations de condition est formé de n équations à n inconnues (les températures aux nœuds) ; on le résout à l'aide de la méthode des approximations successives appliquée sur un schéma du même type que celui utilisé par Kani en statique.

On donne les conditions aux limites, on indique comment organiser la transmission à l'instar de celle utilisée par Kani pour le calcul des cadres et on conclut par un exemple numérique.

E. DIMITRIU-VÎLCEA : La méthode des approximations successives appliquée au calcul des champs de température plans stationnaires

L'article traite de la méthode des approximations successives par différence. finies appliquée à la résolution des champs de température plans stationnairess

C'est par cette méthode qu'on détermine les températures ainsi que la résistance des divers tronçons des éléments de construction au transfert de chaleur.

Le calcul des champs de température par la méthode des approximations successives présente un intérêt tout particulier du point de vue thermotechnique puisqu'il permet d'établir l'influence des ponts thermiques sur le comportement des éléments de construction en cas de condensation superficielle et de décider sur es mesures à prendre afin d'éviter ce phénomène.

A. BOGHIAN, L. GROLL, AL. TIBULCA : Le chauffage électrique des joints humides des bâtiments en panneaux de mur préfabriques montés pendant l'hiver

Le chauffade électrique des bétons, dont il convient de souligner la simplicité. offre on outre l'avantage de permettre l'application ininterrompue et même aux basses températures d'une des méthodes les plus efficaces de construction nommément : bétonage on coffrages glissants at montage des bâtiments en panneaux de mur préfabriqués.

L'article présente en détail le procédé ainsi que ses applications au montage des bâtiments en panneaux de mur préfabriqués.

V. GORAN, M. IONESCU : Vibrateurs roumains pour le compactage du béton

La mise en œuvre de quantités particulièrement importantes de bétons de haute qualité qu'on ne saurait réaliser sans avoir recours aux méthodes modernes de compactage, dont une des plus importantes est justement la vibration, a déterminé le commencement de la fabrication d'une large gamme de vibrateurs.

L'article décrit la conception et les caractéristiques techniques des vibrateurs récemment mis en fabrication en Roumanie.

I. FĂCĂOARU, D. TEODORESCU, MARIA BLUM : L'emploi de la méthode ultrasonique pour déterminer l'influence de la température sur le durcissement des mastics à base de silicate de sodium

Les recherches présentées ont mis en évidence la possibilité d'étudier d'une manière comparative l'évolution dans le temps des processus qui ont lieu pendant le durcissement des mastics à base de silicate de sodium avec ou sans additions ou de graphite auquels on a mélangé divers agents durcissants ; ces études sont poursuivies d'après une méthode originale.

Cette méthode réside en la détermination de la vitesse de propagation des ultrasons à divers moments et à diverses températures.

L'application de cette méthode a permis de mettre en évidence trois phases distinctes du processus de durcissement des mastics à base de silicate de sodium et qui dépendent de l'agent durcissant ainsi que de la température.

Cette même méthode est aussi capable de mettre en évidence le fait que c'est la température qui est le facteur essentiel qui intervient dans le processus de durcissement des mastics à base de silicate de sodium.

S. CUCOŞ Identification et dosage microscopique des composantes d'un clinker de ciment Portland

INHALT

M. SOARE: Moderne Fragen des Bauwesens; Raumtragwerke

Raumtragwerke können nach drei Gruppen aufgegliedert werden: netzartige Tragwerke (aus Stäben gestaltet) die hauptsächlich durch Axialkräfte beansprucht werden; Tragwerke aus Platten und Scheiben bestehend; gemischte Tragwerke.
Aus den obenangeführten Gruppen werden hauptsächlich ebene räumliche Netzwerke und orthotrope Decken untersucht; für jedes einzelne Tragwerk werden die Berechnungsverfahren angegeben.
Im Abschluss kommen noch einige Betrachtungen betreffend die Wechselbeziehungen zwischen kontinuierlichen und diskontinuierlichen Tragwerken was die praktischen Rechenverfahren anbetrifft.

R. AGENT: Erweiterte Anwendung des Kani-Schemas auf die iterative Berechnung von Wärmefeldern

Der Artikel befasst sich mit der Berechnung von Temperaturfeldern: Bestimmung der Temperaturwerte in den Knotenpunkten eines netzartigen Systems das dem Wärmefelde gleichwertig ist sobald die Innen und Aussentemperaturen angegeben sind.
Das Gleichungssystem besteht aus n Bedingungsgleichungen mit n Unbekannten (Temperaturwerte in den Knotenpunkten) und wird gelöst durch sukzessive Annäherungen unter Anwendung eines Schemas ähnlich mit dem von Kani in der Baustatik angewandten.
Es werden angegeben die Randbedingungen und erklärt wie die Übertragung erfolgt ähnlich wie beim Kani-Verfahren für die Berechnung von Rahmenwerken.
Im Abschluss kommt noch ein Zahlenbeispiel.

E. DIMITRIU-VÎLCEA: Berechnung von ebenen Temperaturfeldern im Dauerzustand unter Anwendung von sukzessiven Annäherungen

Der Artikel befasst sicht mit der Berechnung von ebenen Temperaturfeldern im Dauerzustand unter Anwendung von sukzessiven Annäherungen und der Differenzenrechnung.
Auf Grund dieses Verfahrens werden die Temperaturwerte bestimmt und der Wärmewiderstand einzelner Strecken von Bauteilen untersucht.
Die Berechnung von Temperaturfeldern unter Anwendung von sukzessiven Annäherungen ist von besonderer Bedeutung für die Wärmelehre da sie uns ermöglicht den Einfluss von thermischen Brücken auf das Verhalten von Bauteilen gegen Oberflächenkondensation zu erfassen und die notwendigen Massnahmen zur Vermeidung derartiger Erscheinungen zu bestimmen.

A. BOGHIAN, L. GROLL, AL. TIBULCA: Elektroheizung von nassen Verbindungen beim Winterbau von Häusern aus Grosstafeln gebildet

Die Elektroheizung von Betonen ist durch äusserste Einfachheit gekennzeichnet und bietet ausserdem den Hauptvorteil dass sie selbst im Winter die Anwendung eines der wirksamsten Bauverfahren gewährleistet nämlich: ununterbrochenes Betonieren in Gleitschalungen und Montage von aus Grosstafeln gebildeten Gebäuden.

V. GORAN, M. IONESCU: Rumänische Vibratoren für die Verdichtung von Beton

Das Einsetzen von besonders bedeutenden Mengen hochwertiger Betone die erzeugt werden können nur unter Anwendung von modernen Verdichtungsverfahren – deren eines der wirksamsten das Rüttelvarfahren bleibt – hat natürlicherweise herbeigeführt die Erzeugung einer umfangreichen Auswahl von Rüttlertypen.
Im Artikel werden vorgeführt Gestaltung und technische Eigenschaften der Vibratoren deren Erzeugung jüngstens in Rumänien begonnen hat.

I. FĂCĂOARU, D. TEODORESCU, MARIA BLUM: Anwendung von Ultraschallverfahren zur Bestimmung des Einflusses der Temperatur auf den Verlauf der Erhärtung von Wasserglaskitt

Die vorgeführten Untersuchungen haben bewiesen dass es die Möglichkeit besteht den zeitlichen Verlauf der Erhärtungsprozesse unter Anwendung eines originellen Verfahrens zu erfassen, nämlich im Falle von Wasserglaskitt mit oder ohne jedweder Beimischung oder von Graphitkitt dem veschiedene Erhärtungsmittel beigemischt wurden.
Das obenerwähnte Verfahren besteht in der Bestimmung der Fortfplanzungsgeschwindigkeit von Ultraschallwellen in verschiedenen Zeitabständen und bei verschiedenen Temperaturen.
Anwendung dieses Verfahrens ermöglichte drei unterschiedliche Phasen abzugrenzen; letztere sind nachzuweisen bei der Erhärtung von Wasserglaskitt und sind abhängig sowohl vom Erhärtungsmittel wie von der Temperatur.
Das selbe Verfahren ist ebenfalls in der Lage hervorzuheben dass die Temperatur den Erhärtungsprozess von Wasserglaskitt wesentlich beeinflusst.

S. CUCOŞ: Mikroskopische Identifizierung und quantitative Dosierung der Komponenten eines Portland Zement Klinkers

СОДЕРЖАНИЕ

М. СОАРЕ: Современные проблемы в строительстве: пространственные сооружения

Пространственные системы могут быть разделены на три категории, а именно: стержневые системы, которые работают на осевые воздействия, плиты и диафрагмы и смешанные системы.

Из вышеуказанных более детально рассматриваются пространственные плоскостные системы и ортотропные перекрытия; для каждой системы указаны пути к решению.

В заключении говорится о взаимосвязи между разрезными и неразрезными системами в отношении практических методов решения.

Р. АДЖЕНТ: Расширение области применения схемы Кани на итеративный расчёт теплового поля

В статье говорится об определении тепловог поля определением температур в узлах стержневой системы эквивалентной тепловому полю, когда заданы внешние и внутренние температуры.

Система уравнений, устанавливающая условия состоит из ,,*n*'' уравнений с ,,*n*'' неизвестными (температуры в узлах). Эта система решается при помощи последовательных приближений по схеме, сходной со схемой, применяемой Кани в статике.

Даны условия по контуру, указывается как организуется передача, по модели, применяемой Кани при расчёте рам, и приведен пример расчёта.

Е. ДИМИТРИУ-ВЫЛЧА: Применение метода последовательных приближений при расчёте температурных плоских стационарных полей

В статье говорится о методе последовательных приближений при помощи предельных разниц, при определении температурных плоских стационарных полей.

С помощью указанного метода определяются температуры и сопротивления тепловой передачи исследованных частей элементов здания или сооружения.

Расчёт температурных полей методом последовательных приближений имеет большое теплотехническое значение, так как метод позволяет определить влияние тепловых мостиков на проявление поверхностного конденсата на строительных элементах и мероприятия по устранению этого явления.

А. БОГИАН, Л. ГРОЛЛ, АЛ. ЦИБУЛКЭ: Электронагревание мокрых стыков крупнопанельных зданий, возведенных в зимних условиях

Способ электронагрева бетонов отличается своей простотой и обладает большим преимуществом в смысле обеспечения применения в зимних условиях одного из наиболее эффективных методов производства строительных работ, а именно: укладка бетона в скользящей опалубке и сборка крупнопанельных зданий.

В статье изложен этот способ и указанно его применение при сборке крупнопанельных зданий.

В. ГОРАН, М. ИОНЕСКУ: Вибраторы для уплотнения бетона, изготовляемые в Румынии

Необходимость укладки в дело большого количества высококачественного бетона, — чего можно добиться только применяя современные способы уплотнения, среди которых наиболее важным является вибрирование, — привела к внедрению в производство большого диапазона вибраторов.

В статье описана конструкция и указаны характеристики вибраторов только что освоенных производством в С.Р. Румыния.

У. ФЭКЭОАРУ, Д. ТЕОДОРЕСКУ, М. БЛУМ: Определение ультразвуковым методм влияния температуры на твердение замазок на кремненатриевой основе

Описанные исследования указали возможность сравнительного наблюдения — по личному методу — эволюции во времени процессов, происходящих при твердении замазок на основе кремнистого натрия с и без добавки графита с различными затвердителями.

Данный метод состоит в определений скорости распространения ультразвуков, в различные промежутки времени, и при различных температурах.

При помощи указанного метода удалось отграничить 3 различные фазы, происходящие в процессе твердения замазок на кремниевых составах, в зависимости от затвердителя и температуры.

Этот метод может также выявить и тот факт, что температура является первостепенным тфактором при эволюции процессов твердения замазок на основе кремниевых фактором при тволюции процессов твердения замазок на основе кремниевых составов.

С. КУКОШ: Опознание и количественная дозировка при помощи микроскопа составных частей клинкера для портланд цемента

Probleme moderne în construcții: structurile spațiale*

Dr. ing. M. SOARE
INCERC

I. INTRODUCERE

Majoritatea construcțiilor constau, în mod obișnuit, din bare, grinzi, cadre, plăci și șaibe, care pot fi reduse, din punct de vedere al calculului, la elemente bidimensionale sau plane. Elementele de legătură normale pe planul lor au aproape totdeauna un caracter secundar, prezența lor fiind justificată prin necesitatea de a transmite încărcările și nu prin participarea activă la preluarea lor, în cadrul structurii întregi.

Avantajele fundamentale ale unei structuri spațiale constau în aceea că fiecare element ia parte activă la preluarea și transmiterea încărcărilor exterioare; nici un element nu mai este principal sau secundar, iar defecțiunea unui astfel de element izolat poate să aibă consecințe doar în cazuri speciale.

Fără a căuta să dăm o definiție și o clasificare universal valabilă, vom conveni să numim *structuri spațiale* acele structuri care au un lucru static pe trei direcții.

Termenul este folosit pentru a descrie o mare varietate de ansambluri de elemente de construcție, precum: cupole și cilindri reticulați, rețele de grinzi sau rețele planare, plăci subțiri prizmatice (cutate) sau poliedrice, plăci curbe subțiri și sisteme suspendate, diferite tipuri de plăci ortotrope.

Unele tipuri, cum ar fi plăcile curbe subțiri, inclusiv cele prizmatice, sistemele suspendate au o teorie relativ bine pusă la punct și, datorită popularității lor, sînt tratate distinct de restul structurilor spațiale.

Necesitatea de clasificare ne face să distingem în continuare:

— sistemele de bare articulate sau legate rigid la noduri (ele sînt denumite obișnuit *structuri reticulate*);

— sistemele de plăci și șaibe;

— ansamblurile mixte, formate din plăci, șaibe, grinzi și bare.

Sistemele reticulate, folosite pentru acoperișuri și construcții în formă de turn, se încadrează în prima categorie.

Unele structuri tip fagure pentru construcții civile, silozuri și fuselajele de avioane formează categoria a doua.

În sfîrșit, unele sisteme moderne de platelaje de poduri, vane și ecluze în construcțiile hidrotehnice se încadrează în categoria a treia.

Să nu ne facem iluzii că întreaga teorie a structurilor spațiale este de dată recentă. În lucrarea sa intitulată „Lehrbuch der Statik", apărută în 1837 la Leipzig, profesorul de astronomie August Ferdinand Möbius discuta problemele de echilibru ale sistemelor de bare articulate (plane și în spațiu), condițiile de nedeformabilitate geometrică și sistemele critice.

Aceste rezultate au rămas necunoscute inginerilor și teoria grinzilor cu zăbrele a trebuit să fie dezvoltată independent. Această dezvoltare aparține în principal lui August Föppl, care și-a publicat studiile în 1892, tot la Leipzig, în cartea intitulată „Das Fachwerk im Raume". Necunoscînd lucrarea citată anterior a lui Möbius, el observă: „Un viitor istoriograf al tehnicii inginerești se va întreba poate cu surpriză cum a fost posibil ca noțiunea generală de structură reticulată să rămînă complet necunoscută pînă în acest an 1891, în ciuda faptului că un număr mare de asemenea structuri a fost construit în decursul timpului" [14].

Sînt cunoscute diferite tipuri de structuri spațiale reticulate, cum ar fi cupolele tip Schwedler, executate la sfîrșitul secolului trecut și începutul acestui secol.

Progrese însemnate au fost realizate însă, în special după cel de-al doilea război mondial, atît în ceea ce privește varietatea de tipuri de structuri, cît și ca dezvoltare a metodelor de calcul, a tehnologiilor de execuție și a realizărilor dintre cele mai spectaculoase.

Pentru a nu rămîne în generalități și pentru că este imposibil ca în cadrul unui text limitat ca întindere să epuizăm un capitol imens de Mecanica construcțiilor, ne vom limita, în cele ce urmează, să trecem sumar în revistă două tipuri de structuri spațiale și anume: rețelele spațiale planare și planșeele ortotrope. În încheiere, se va face o incursiune în corelația dintre metodele de rezolvare a structurilor spațiale constituind medii continue și discontinue.

II. REȚELE SPAȚIALE PLANARE

Prin *rețea spațială planară*** convenim să numim o structură reticulată la care barele sînt dispuse în două fețe paralele și sînt legate între ele prin diagonale, alcătuind astfel un sistem indeformabil. Legătura barelor la un nod poate fi idealizată prin articulații sferice sau poate fi rigidă. Ceea ce caracterizează în principal o asemenea structură este caracterul de regularitate al conformării ochiurilor sau, cum se spune în limbaj matematic, distribuția discretă a nodurilor.

După forma ochiurilor din cele două fețe și a modului de dispunere a diagonalelor, este posibilă o mare varietate de asemenea rețele planare. Evident că soluțiile cele mai simple sînt și cele mai atrăgătoare; ele au drept consecință o serie de avantaje de ordin constructiv, cum ar fi: posibilități de tipizare, uzinare, confecționare de subansambluri, montaj rapid, mare elasticitate în amplasarea luminatoarelor, trecerea țevilor și conductelor etc.

Revenind la geometria rețelei, vom aminti că singurele figuri regulate care permit acoperirea planului sînt triunghiul echilateral, pătratul și hexagonul regulat convex. La alegerea formei ochiurilor, un rol important îl poate juca și forma conturului.

Înainte de a analiza metodele de calcul, vom indica, în mod exemplificativ, patru tipuri de structuri [4], [17].

1. **Rețea spațială planar pătrată simplă** la care cele două fețe sînt subîmpărțite în pătrate avînd laturile paralele. În privința așezării relative a celor două carelaje plane, nodurile unei fețe corespund pe verticală cu centrele pătratelor celeilalte fețe. Nodurile celor două fețe sînt legate prin diagonale, dispuse în plane verticale orientate la 45° față de barele orizontale (fig. 1).

Orientarea barelor din cele două fețe poate fi paralelă cu laturile conturului dreptunghiular sau la 45° față de acestea.

2. **Rețea spațială planar pătrată diagonală** la care cele două fețe sînt subîmpărțite diferit în pătrate; barele din fața superioară sînt orientate la 45° față de barele din fața inferioară. În acest fel rezultă că nodurile superioare corespund, pe verticală, mijloacelor barelor din fața inferioară, iar nodurile inferioare corespund centrelor pătratelor superioare. Nodurile din cele două fețe sînt legate prin diagonale dispuse în plane verticale ce cuprind și barele feței inferioare (fig. 2).

3. **Rețea spațială planar triunghiulară.** Barele din fiecare față formează triunghiuri echilaterale. Cele două fețe sînt translate oblic, astfel încît în proiecție apar hexagoane regulate stelate. Din fiecare nod pleacă trei diagonale la nodurile vecine din fața cealaltă (fig. 3).

4. **Rețea spațială planar hexagonală** la care barele din fiecare față sînt hexagoane regulate convexe; cele două fețe corespund printr-o translație oblică (fig. 4).

O serie de realizări remarcabile din străinătate pot fi găsite în cartea lui Z. S. Makowski [9] și în lucrările conferinței internaționale asupra structurilor spațiale, ce a avut loc la Londra în sept. 1966 [12].

Metodele de calcul nu sînt expuse prea detaliat în literatura de specialitate; studiile întreprinse de autor în cadrul laboratorului de structuri speciale (INCERC) au arătat că

---

* Text revăzut al unei conferințe ținute în cadrul Lectoratului tehnic al Consiliului Municipal al Sindicatelor București în ziua de 13 iunie 1968.

** Termenul utilizat uneori *structură tridirecțională* este impropriu, el convenind rețelelor plane la care grinzile sînt dispuse după trei direcții.

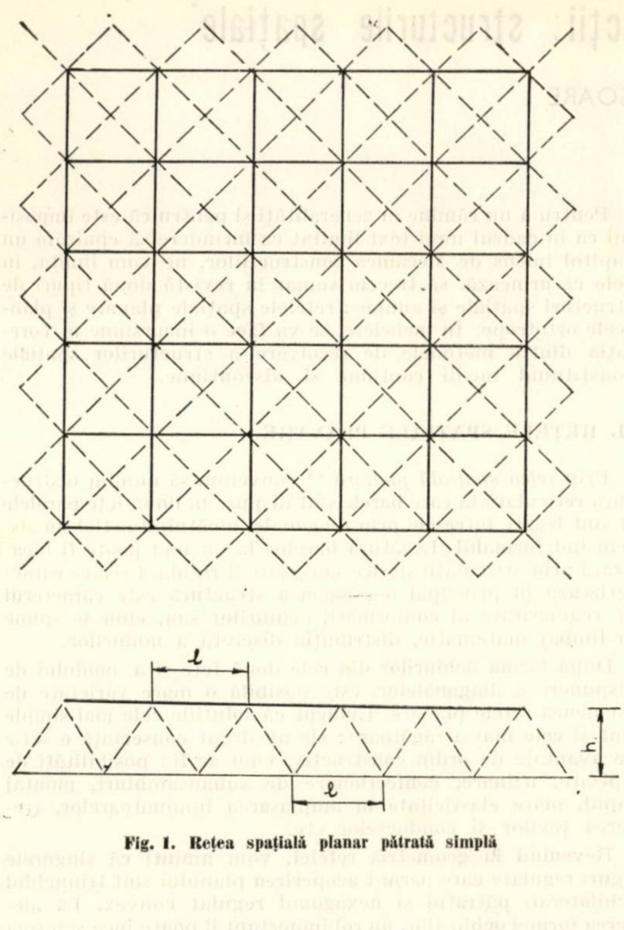


Fig. 1. Rețea spațială planar pătrată simplă

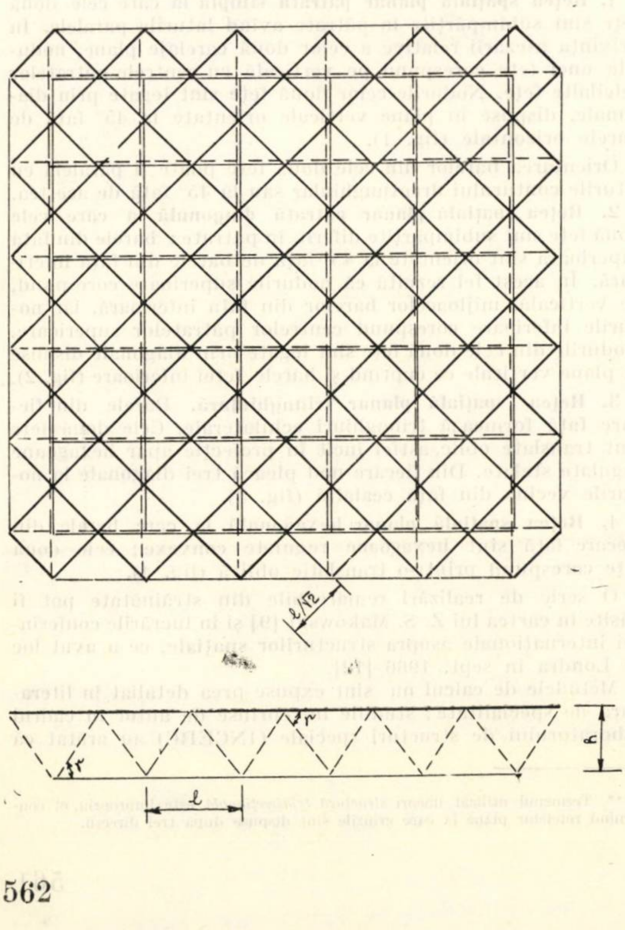


Fig. 2. Rețea spațială planar pătrată diagonală

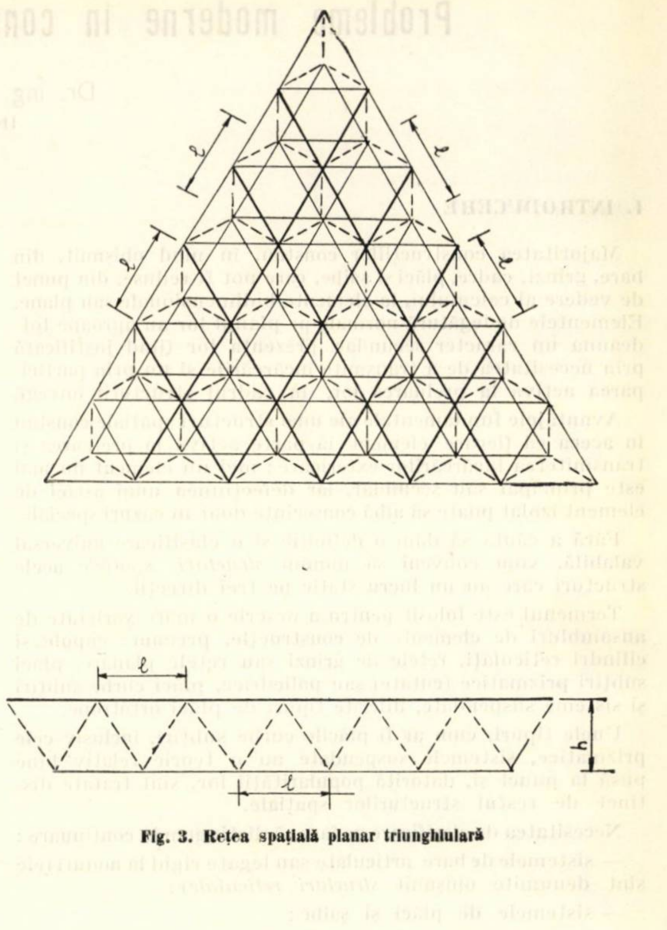
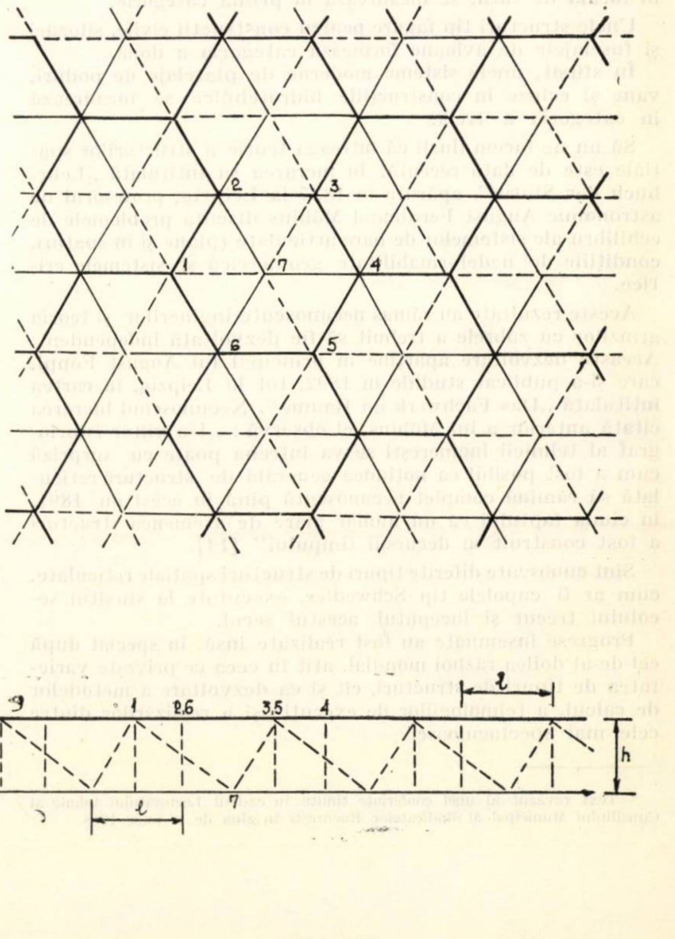


Fig. 3. Rețea spațială planar triunghiulară

Fig. 4. Rețea spațială planar hexagonală


2
3
1
7
4
6
5
9
1
2,6
3,5
4
7
l
h
l

cercetările pe plan mondial, din ultimii ani, s-au cristalizat în patru direcţii principale şi anume :

a) aplicarea metodelor staticii construcţiilor,
b) aplicarea metodei diferenţelor finite,
c) asimilarea reţelei spaţiale planare cu un mediu continuu echivalent,
d) metode aproximative.

Avantajele şi dezavantajele fiecărei metode de calcul au fost sintetizate comparativ în tabela 1.

Structurile spaţiale reticulate sînt, de regulă, multiplu static nedeterminate şi studierea lor prin metodele exacte ale Staticii construcţiilor conduce la un sistem foarte mare de ecuaţii, a cărui rezolvare depăşeşte capacitatea unor calcule manuale şi chiar a unor calculatoare electronice de capacitate medie. Folosirea unor metode aproximative sau empirice este discutabilă atîta vreme cît nu se cunoaşte jocul real de forţe. Pericolul de a supraevalua eforturile nu poate fi evitat decît cu riscul subestimării lor.

Apariţia calculatoarelor electronice a făcut ca studiile să intre într-o nouă fază. Cu ajutorul lor pot fi atacate cele mai complexe structuri şi pot fi studiate într-un timp rezonabil. Calculul matricial permite o scriere extrem de condensată şi adaptată rezolvării problemelor de acest gen cu ajutorul calculatoarelor electronice.

În străinătate există societăţi specializate care au pus la punct programe de rezolvare cu ajutorul maşinilor electronice, concomitent cu patentarea tipului de bară şi de nod (de exemplu [3] anexa şi [16] p. 34).

Nu vom insista asupra calculului prin metoda forţelor sau metoda deformaţiilor; principiile sînt binecunoscute din problema plană (vezi de exemplu [15]).

Pentru ilustrarea metodei a doua, să considerăm o bară oarecare a reţelei, fie AB. Prin deformaţie, capetele barei se vor deplasa. Fie u_A, v_A, w_A, respectiv u_B, v_B, w_B componentele deplasărilor celor două noduri, paralel cu un sistem de axe ortogonale xyz (fig. 5).

Dacă se notează

$k_{AB} = \frac{EA}{l}$ rigiditatea axială a barei (de secţiune A şi lungime l), se poate arăta uşor că efortul în bara AB are expresia

$$N_{AB} = k_{AB}[(u_B - u_A)\cos\gamma_x + (v_B - v_A)\cos\gamma_y + \\ + (w_B - w_A)\cos\gamma_z], \qquad (1)$$

în care $\cos\gamma_x$, $\cos\gamma_y$, $\cos\gamma_z$ reprezintă cosinuşii directori ai dreptei AB.

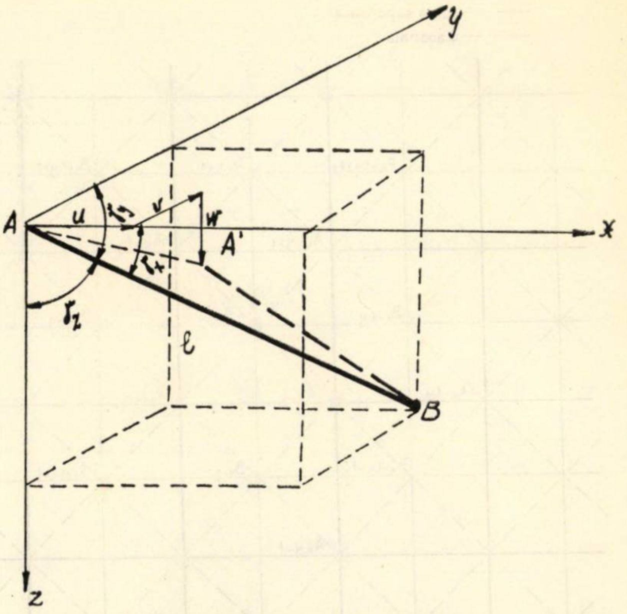


Fig. 5. Deplasările capetelor unei bare

Cu ajutorul relaţiei (1) se pot exprima eforturile în toate barele care concură la un nod. Deplasările u, v, w sînt considerate pozitive cînd se produc în sensul crescător al coordonatelor x, y, z ; semnul pozitiv pentru N_{AB} denotă, în acest caz, efort de întindere.

Scriind, mai departe, ecuaţiile de echilibru (proiecţii) pentru fiecare nod, se obţine un sistem de ecuaţii avînd ca necunoscute deplasările u, v, w.

Dacă toate barele de acelaşi fel au secţiuni identice, pentru o anumită reţea spaţială planară, se observă că există un număr limitat de tipuri de noduri care se repetă de foarte multe ori.

De exemplu, la reţeaua spaţială planar pătrată simplă se disting doar două tipuri de noduri, fie A în faţa inferioară şi B în faţa superioară (fig. 6).

Dacă se notează cu k_s, k_i, k_d rigidităţile axiale ale barelor din faţa superioară, inferioară şi diagonale, se poate scrie un sistem de şase ecuaţii de echilibru pentru nodurile A şi B. Evident că în aceste ecuaţii de proiecţii intervin şi componentele încărcării exterioare, presupusă concentrată la noduri.

Tabela 1

Nr. crt.	Metoda de calcul	Necunoscute	Alcătuirea structurii	Posibilităţi de rezolvare	Observaţii
1	Statica construcţiilor a) metoda forţelor	Eforturi în bare	Arbitrară în ce priveşte lungimea şi secţiunea barelor şi forma conturului	Sisteme de ecuaţii liniare cu multe necunoscute. Rezolvarea numerică condiţionată practic de calculator electronic	Permite studierea adaptării plastice a structurii
	b) metoda deformaţiilor	Deplasările nodurilor			
2	Diferenţe finite	Eforturi în bare sau deplasările nodurilor	Configuraţia geometrică regulată. Secţiunea identică la barele de acelaşi tip	Posibile soluţii analitice, de ex. prin sume duble şi simple trigonometrice	Dacă se scriu ecuaţiile pt. toate nodurile, se regăsesc ecuaţiile de la pct. 1
3	Asimilarea cu un mediu continuu echivalent	Ca la pct. 2	Ca la pct. 2, pasul reţelei trebuie să fie suficient de mic	Soluţii analitice de tipul celor de la plăcile plane	
4	Metode aproximative	Eforturi în bare	Ca la pct. 2	Formule simplificate pentru determinarea eforturilor dominante	Se fac ipoteze simplificatoare asupra distribuţiei eforturilor şi se exprimă condiţii de echilibru global

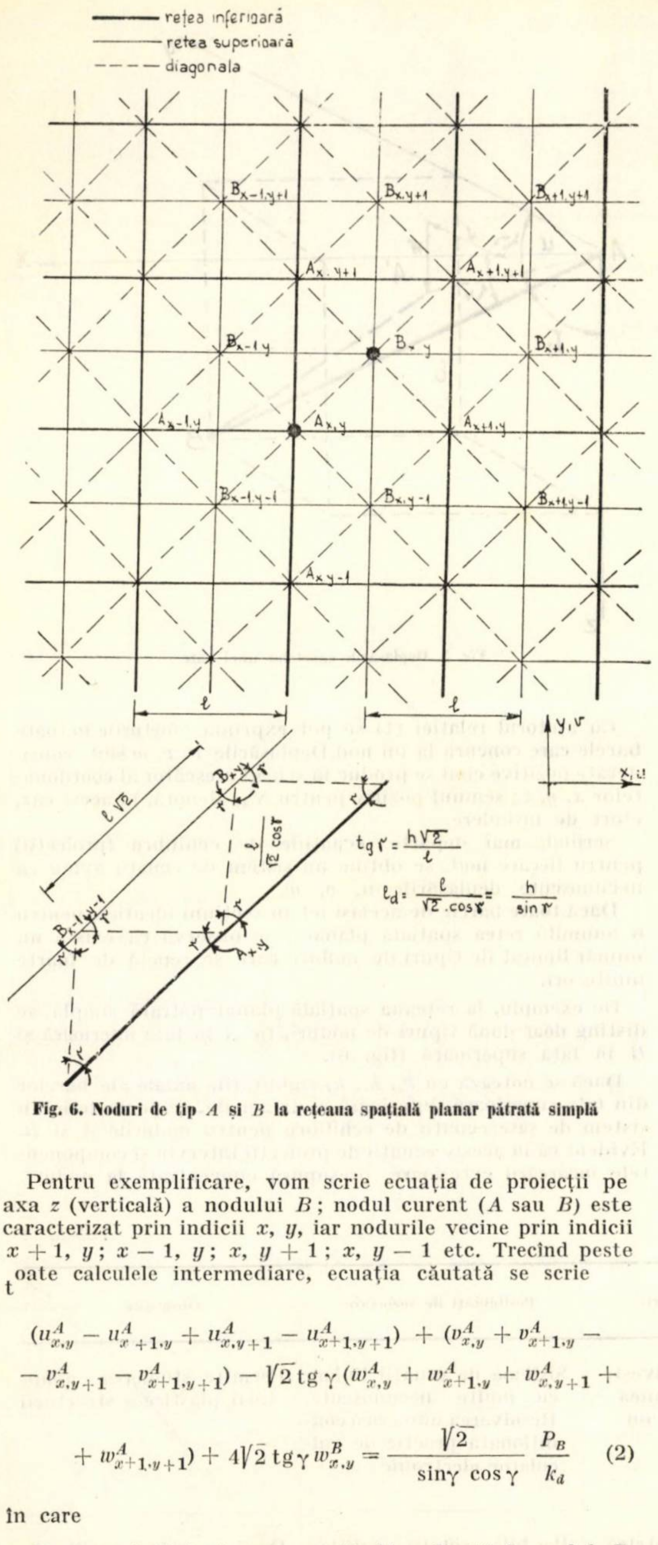


Fig. 6. Noduri de tip A și B la rețeaua spațială planar pătrată simplă

Pentru exemplificare, vom scrie ecuația de proiecții pe axa z (verticală) a nodului B; nodul curent (A sau B) este caracterizat prin indicii x, y, iar nodurile vecine prin indicii $x+1$, y; $x-1$, y; x, $y+1$; x, $y-1$ etc. Trecînd peste toate calculele intermediare, ecuația căutată se scrie

$$(u^A_{x,y} - u^A_{x+1,y} + u^A_{x,y+1} - u^A_{x+1,y+1}) + (v^A_{x,y} + v^A_{x+1,y} -$$
$$- v^A_{x,y+1} - v^A_{x+1,y+1}) - \sqrt{2}\,\mathrm{tg}\,\gamma\,(w^A_{x,y} + w^A_{x+1,y} + w^A_{x,y+1} +$$
$$+ w^A_{x+1,y+1}) + 4\sqrt{2}\,\mathrm{tg}\,\gamma\, w^B_{x,y} = \frac{\sqrt{2}}{\sin\gamma\,\cos\gamma}\,\frac{P_B}{k_d} \qquad (2)$$

în care

P_B reprezintă încărcarea verticală aplicată în nodul B.

Înclinarea γ a diagonalelor față de planul orizontal poate fi eliminată prin alegerea unor noi deplasări necunoscute

$$\overline{w} = \sqrt{2}\,\mathrm{tg}\,\gamma\cdot w.$$

Membrul al doilea reprezintă evident, din punct de vedere dimensional, tot o deplasare

$$\frac{\sqrt{2}}{\sin\gamma\cos\gamma}\,\frac{P_B}{k_d} = W_B.$$

Să examinăm mai atent relația (2), în vederea introducerii diferențelor finite. Această relație conține deplasarea verticală w_B din *nodul considerat* și deplasările din *nodurile vecine*. O deplasare oarecare, de exemplu u_A, poate fi considerată ca o funcție (pe care urmează să o determinăm) și care ia valori doar într-un număr de puncte discrete, adică în nodurile rețelei. Cu alte cuvinte, deplasările u în toate nodurile de tipul A pot fi exprimate cu ajutorul unei relații generale, pe care urmează să o determinăm. Deci dacă vom cunoaște pe $u^A_{x,y}$ (deplasarea u în nodul curent $A_{x,y}$), deplasările în nodurile vecine vor putea fi deduse prin anumite operații matematice simple constînd din înlocuirea valorilor coordonatelor unui punct cu cele ale altui punct.

De exemplu, vom putea scrie simbolic

$$u^A_{xy} = u_A, \quad u^A_{x+1,y} = E_x\, u_A, \quad u^A_{x-1,y} = E_x^{-1}\, u_A,$$
$$u^A_{x,y+1} = E_y\, u_A, \quad u^A_{x,y-1} = E_y^{-1}\, u_A, \quad u^A_{x+1,y+1} = E_x E_y u_A, \text{ etc.}$$

Operatorii E sînt denumiți *operatori cu diferențe finite* și ei se bucură de proprietatea că se poate opera cu ei ca niște coeficienți constanți; de exemplu, se poate scrie succesiv în relația (2)

$$u^A_{x,y} - u^A_{x+1,y} + u^A_{x,y+1} - u^A_{x+1,y+1} = u_A - E_x u_A + E_y u_A -$$
$$- E_x E_y u_A = (1 - E_x + E_y - E_x E_y) u_A = (1 - E_x)(1 + E_y) u_A.$$

Cu aceste precizări, relația (2) se scrie final:

$$(1 - E_x)(1 + E_y) u_A + (1 + E_x)(1 - E_y) v_A -$$
$$- (1 + E_x)(1 + E_y)\,\overline{w}_A + 4\,\overline{w}_B = W_B. \qquad (3)$$

Pe o cale absolut analogă pot fi scrise celelalte cinci ecuații de echilibru și se obține în total un sistem de șase ecuații cu diferențe finite parțiale, avînd ca necunoscute deplasările u_A, v_A, w_A, u_B, v_B, w_B [11].

Fără a intra în detalii, este posibilă obținerea unei soluții exacte, în cazul conturului dreptunghiular, cu ajutorul *sumelor duble trigonometrice*. De exemplu, deplasările u_A și u_B au expresiile

$$\left.\begin{aligned} u_{A,m,n} &= \sum_j \sum_k U_{A,j,k} \cos\frac{jm\pi}{p} \sin\frac{kn\pi}{q}, \\ u_{B,m,n} &= \sum_j \sum_h U_{B,j,k} \cos\frac{(2m+1)j\pi}{2p} \sin\frac{(2n+1)k\pi}{2q}, \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

în care

p și q reprezintă numărul de intervale pe fiecare direcție,

m și n reprezintă numărul de ordine al nodului pentru care se determină componentele deplasării,

j, k coordonatele unui nod curent.

Soluția de tipul (4) presupune că și încărcarea exterioară se poate exprima, la rîndul ei, sub forma unei sume duble, fie

$$P_B = \sum_j \sum_h P_{B,j,k} \sin\frac{(2m+1)j\pi}{2p} \sin\frac{(2n+1)k\pi}{2q}.$$

În cazul cînd toate sarcinile la noduri sînt egale, termenul e încărcare devine

$$P_{B,j,k} = \frac{4P}{pq} \operatorname{cotg}\frac{j\pi}{2p} \operatorname{cotg}\frac{k\pi}{2q} \quad (j, k = 1, 3, 5, \ldots).$$

Prin această soluție, problema este redusă de la integrarea unui sistem de ecuații cu diferențe finite parțiale la rezolvarea unui număr de sisteme de șase ecuații algebrice liniare avînd ca necunoscute pe $U_{A,j,k}$, $U_{B,j,k}, \ldots$

Problema se pretează de asemenea de a fi programată la un calculator de capacitate medie.

Prin trecere la limită $l \to 0$ (l reprezintă pasul rețelei), sistemul de ecuații cu diferențe finite parțiale se transformă într-un *sistem de ecuații cu derivate parțiale ce caracterizează mediul continuu echivalent structurii reticulate*. Trebuie insistat asupra faptului că acest mediu continuu *nu este* o placă plană propriu-zisă. Ordinul sistemului este opt și doar în cazul particular cînd cele două fețe sînt identice, el se reduce la patru, așa cum a semnalat primul J. D. Renton [11]. Ecuația rezolventă este

$$\frac{\partial^4 w_B}{\partial x^4} + \frac{\partial^4 w_B}{\partial y^4} = \frac{2p}{kh^2}, \tag{5}$$

în care

$p = P_B / l^2$ reprezintă intensitatea încărcării pe unitatea de suprafață,

$K = \frac{1}{2} k\, h^2$ reprezintă o rigiditate la încovoiere a structurii reticulate, considerată în ansamblul ei,

h — înălțimea structurii (distanța dintre cele două fețe).

Interesant este de subliniat analogia dintre ecuația (5) și ecuația plăcilor la care se neglijează influența torsiunii. Diferențele de comportare între placa cu și fără torsiune sînt importante și vom reveni asupra lor în continuare.

Soluțiile ecuației (5) pot fi obținute cu ajutorul seriilor de funcții fundamentale [13], pentru *orice condiții de rezemare pe conturul dreptunghiular.*

Evident că principiile de rezolvare rămîn aceleași și pentru alte tipuri de rețele spațiale planare.

Vom aminti, în încheierea acestui paragraf, de o metodă aproximativă de calcul.

Fie o tramă izolată a tipului de structură de care ne-am ocupat mai detaliat, pe care o secționăm cu un plan vertical median (fig. 7).

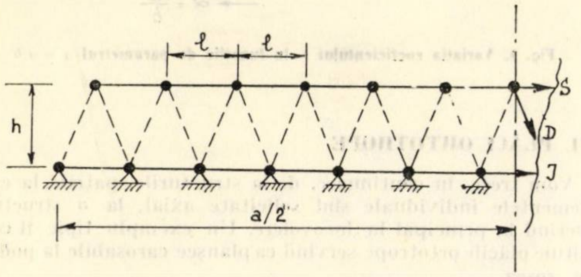


Fig. 7. Secțiune prin rețeaua spațială planar pătrată simplă

Prin secțiune sînt puse în evidență eforturile S într-un șir de bare ale feței superioare, eforturile I în șirul corespunzător de bare ale feței inferioare și eforturile D în diagonale.

Pentru o încărcare uniformă, eforturile D pot fi neglijate datorită secțiunii centrale alese. Eforturile interioare se reduc la două rezultante $\Sigma S + \Sigma I = 0$, care dau cuplul rezultant

$$\mathfrak{M}_i = -\Sigma S \cdot h = +\Sigma I \cdot h.$$

Acest cuplu trebuie să fie egal cu momentul forțelor exterioare ($\mathfrak{M}_e$), datorit încărcării exterioare și reacțiunilor de pe conturul unei jumătăți de structură. Asimilind structura reticulată cu o placă plană, momentul $\mathfrak{M}_e$ poate fi evaluat ca suma momentelor încovoietoare M_x din secțiunea considerată ($x = a/2$).

Vom presupune că trama este izolată și că rezemarea se face în fiecare nod de pe contur al feței inferioare prin articulații nedeplasabile în lungul conturului (fig. 7).

Soluția pentru săgeți se scrie sub forma generală

$$w(x, y) = \frac{16pa^4}{\pi^6 K} \sum_m \sum_n \frac{1}{mn(m^4 + \alpha^4 n^4)} \sin m\pi\frac{x}{a} \sin n\pi\frac{y}{b},$$

$$(m,\ n = 1,\ 3,\ 5, \ldots)$$

în care s-a ținut seamă că placa lucrează fără torsiune, conform ecuației (5), iar $\alpha = a/b$ reprezintă raportul laturilor în plan.

Momentul încovoietor M_x se evaluează, fără a ține seamă de contracția transversală ($\mu = 0$), cu ajutorul relației

$$M_x = -K\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} =$$

$$= \frac{16pa^2}{\pi^4} \sum_m \sum_n \frac{m}{n(m^4 + \alpha^4 n^4)} \sin m\pi\frac{x}{a} \sin n\pi\frac{y}{b},$$

iar în secțiunea mediană ($x = a/2$) devine

$$M_x = \frac{16pa^2}{\pi^4} \sum_m \sum_n \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}} m}{n(m^4 + \alpha^4 n^4)} \sin n\pi\frac{y}{b}.$$

Însumînd pe toată lungimea secțiunii considerate, se obține

$$\mathfrak{M}_e = \int_0^b (M_x)_{x=a/2} \cdot dy =$$

$$= +\frac{32pa^2}{\pi^5\alpha} \sum_m \sum_n \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}} m}{n^2(m^4 + \alpha^4 n^4)} = +\lambda\, pa^3 \tag{6}$$

$$(m,\ n = 1,\ 3,\ 5, \ldots).$$

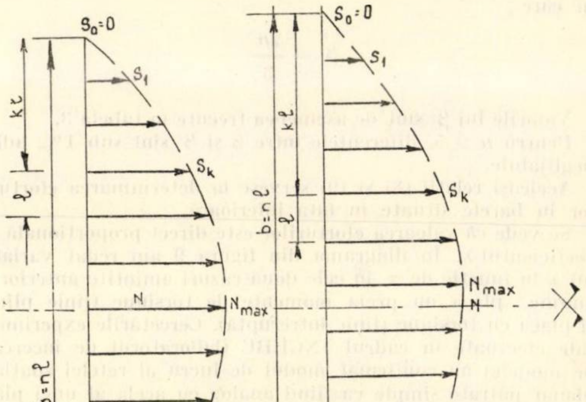
Valorile coeficientului λ au fost calculate pentru diferite valori ale parametrului α variind între 0,50 și 2,00 și au fost trecute în tabela 2.

Tabela 2

α	λ	α	λ
0,50	0,193526	1,30	0,018447
0,55	0,170196	1,35	0,015617
0,60	0,150024	1,40	0,013220
0,65	0,132108	1,45	0,011191
0,70	0,116229	1,50	0,009475
0,75	0,101820	1,55	0,008024
0,80	0,088806	1,60	0,006796
0,85	0,077084	1,65	0,005755
0,90	0,066595	1,70	0,004872
0,95	0,057272	1,75	0,004123
1,00	0,049062	1,80	0,003488
1,05	0,041887	1,85	0,002948
1,10	0,035663	1,90	0,002488
1,15	0,030302	1,95	0,002095
1,20	0,025707	2,00	0,001760
1,25	0,021785	—	—

Pentru evaluarea rezultantei ΣS sau ΣI este plauzibil să admitem o variație parabolică a eforturilor în bare, în lungul secțiunii (fig. 8).

Fig. 8. Distribuția parabolică a eforturilor în bare



Dacă se notează cu N valoarea maximă în dreptul axei, pentru o bară k va corespunde efortul

$$S_k = 4\frac{k}{n}\left(1 - \frac{k}{n}\right)N.$$

Prin sumarea tuturor forţelor, rezultă

$$\sum_{0}^{n} S_k = 4N\left(\frac{1}{n}\sum_{0}^{n} k - \frac{1}{n^2}\sum_{0}^{n} k^2\right) = \frac{2(n^2-1)}{3n}N,$$

iar prin înmulţire cu braţul de pîrghie h, avem

$$\mathfrak{M}_i = -\Sigma S_k \cdot h = -\frac{2(n^2-1)}{3n}Nh = -\beta Nh. \tag{7}$$

Valorile coeficientului β au fost calculate pentru un număr de intervale $n = 5\ldots30$ şi au fost trecute în tabela 3.

Tabela 3

n	β	β′	R	β	β′
5	3,200	3,33333	18	11,96296	—
6	3,88889	—	19	12,63157	12,66667
7	4,57142	4,66667	20	13,300	—
8	5,250	—	21	13,96825	14,000
9	5,92929	6,000	22	14,63636	—
10	6,600	—	23	15,30434	15,33333
11	7,27273	7,33333	24	15,97222	—
12	7,94444	—	25	16,640	16,66667
13	8,61538	8,66667	26	17,30769	—
14	9,28571	—	27	17,97530	18,000
15	9,95556	10,000	28	18,64285	—
16	10,625	—	29	19,31034	19,33333
17	11,29411	11,33333	30	19,97778	—

Din egalarea relaţiilor (6) şi (7) rezultă

$$N = -\frac{\lambda}{\beta}\frac{pa^3}{h}. \tag{8}$$

Relaţia (8) determină direct efortul maxim $N_{\max} = N$ (din axa reţelei) în cazul unui număr par de intervale n (fig. 8 a) şi un efort fictiv pentru cazul cînd n este impar (fig. 8 b). În această din urmă situaţie, efortul maxim corespunde lui $k = \frac{n-1}{2}$ şi este

$$N_{\max} = -\frac{\lambda}{\beta'}\frac{pa^3}{h} \tag{9}$$

în care

$$\beta' = \frac{2n}{3}$$

Valorile lui β′ sînt de asemenea trecute în tabela 3.

Pentru $n > 5$, diferenţele între β şi β′ sînt sub 4%, adică neglijabile.

Aceleaşi relaţii (8) şi (9) servesc la determinarea eforturilor în barele situate în faţa inferioară.

Se vede că valoarea eforturilor este direct proporţională cu coeficientul λ. În diagrama din figura 9 am redat variaţia lui λ în funcţie de α, în cele două cazuri amintite anterior şi anume: placa nu preia momente de torsiune (linie plină) şi placa cu torsiune (linie întreruptă). Cercetările experimentale efectuate în cadrul INCERC (laboratorul de încercări pe modele) au confirmat modul de lucru al reţelei spaţiale planar pătrate simple ca fiind analog cu acela al unei plăci fără torsiune. Diferenţele dintre cele două teorii sînt considerabile, aşa cum rezultă din examinarea figurii 9, astfel încît asimilarea cu o placă (dală) omogenă duce la subdimensionări periculoase.

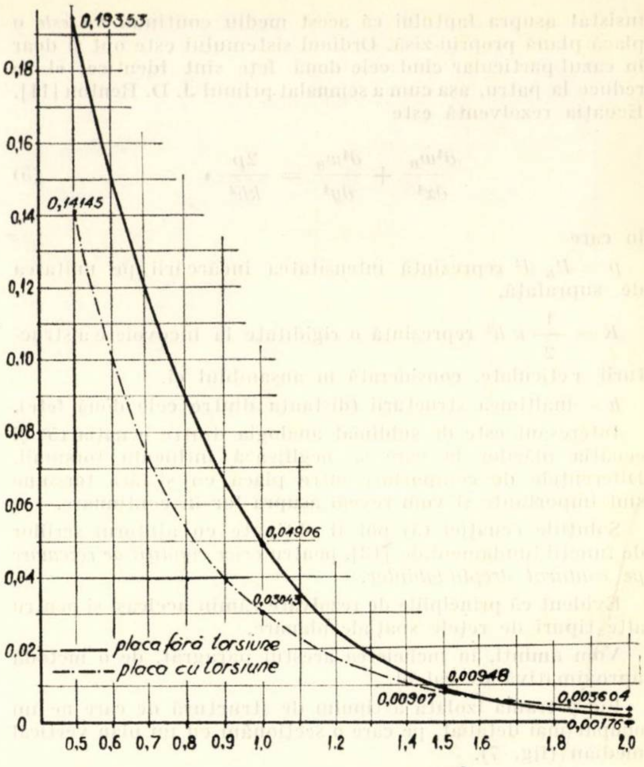


Fig. 9. Variaţia coeficientului λ în funcţie de parametrul $\alpha = a/b$

III. PLĂCI ORTOTROPE

Vom trece, în continuare, de la structurile spaţiale, la care elementele individuale sînt solicitate axial, la o structură lucrînd în principal la încovoiere. Un exemplu tipic îl constituie plăcile ortotrope servind ca planşee carosabile la poduri de şosea.

Un plan, o secţiune transversală şi un detaliu în perspectivă sînt indicate în figura 10 *a*, *b*, *c*.

Sistemul de rezistenţă este constituit deci dintr-o placă şi din nervuri care pot fi dispuse mai general după două direcţii ortogonale, dar obişnuit într-o singură direcţie, aceea a deschiderii podului.

Un mod relativ simplu de a calcula această structură spaţială constă în a asimila structura discontinuă cu un mediu continuu echivalent, avînd proprietăţi elastice diferite după două direcţii perpendiculare, deci un mediu ortotrop.

Distribuţia neuniformă a eforturilor unitare pe verticală dă naştere la eforturi şi la momente.

Utilizînd notaţiile obişnuite din teoria plăcilor plane şi trecînd peste calculele intermediare, pentru descrierea modului de lucru al structurii ortotrope se ajunge la următorul sistem de ecuaţii cu derivate parţiale [5]:

$$\frac{\Phi''''}{D_y} + 2\frac{\Phi''\cdot\cdot}{D} + \frac{\Phi\cdot\cdot\cdot\cdot}{D_x} - \mu\left(e_x\frac{D}{D_x}w'''' + e_y\frac{D}{D_x}w\cdot\cdot\cdot\cdot\right) + (e_x + e_y)\,w'''' = 0, \tag{10 a}$$

$$\left(K - \frac{\bar{\mu}^2}{1-\bar{\mu}^2}D_x e_x^2\right)w'''' + 2\left(K + K_{xy} + K_{yx} + \frac{\mu}{1-\bar{\mu}^2}De_x e_y\right)w'''' + \left(K_y - \frac{\bar{\mu}^2}{1-\bar{\mu}^2}D_y e_y^2\right)w\cdot\cdot\cdot\cdot + \frac{\mu}{1-\bar{\mu}^2}\left(\frac{D}{D_y}e_x\Phi'''' + \frac{D}{D_x}e_y\Phi\cdot\cdot\cdot\cdot\right) - \frac{e_x + e_y}{1-\bar{\mu}^2}\Phi''\cdot\cdot = p, \tag{10 b}$$

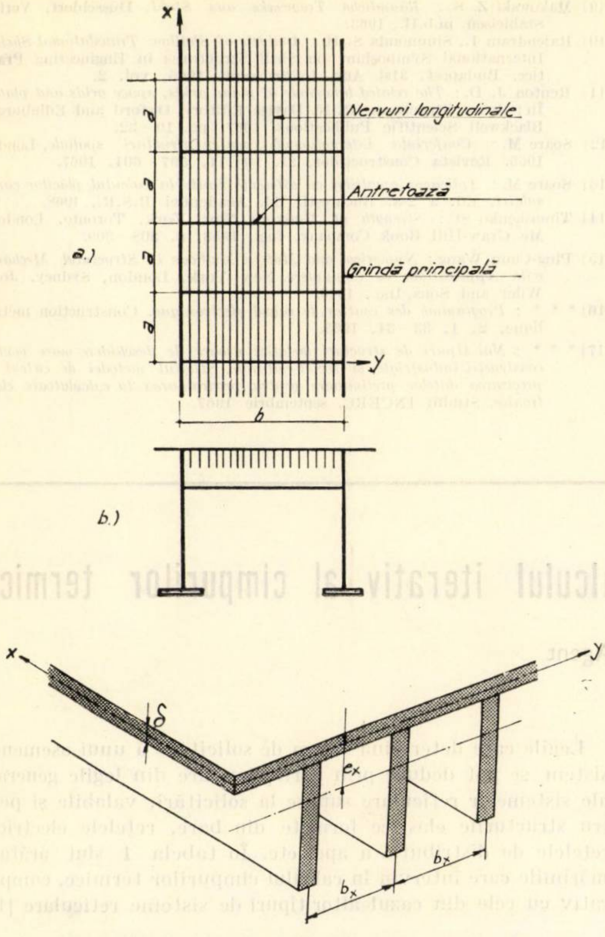


Fig. 10. Placă ortotropă: a) plan; b) secțiune transversală; c) detaliu în perspectivă

în care

w este săgeata de placă,
Φ — o funcție de eforturi,
$D,\ D_x,\ D_y$ — rigidități axiale,
$K,\ K_x,\ K_y,\ K_{xy},\ K_{yx}$ — rigidități la încovoiere și torsiune,
$\mu,\ \overline{\mu} = \mu D / \sqrt{D_x D_y}$ — coeficienți de contracție transversală;

semnele ′ și · reprezintă diferențieri în raport cu x și respectiv y, iar p încărcarea distribuită pe placă.

Ordinul total al sistemului (10) este opt și, prin combinarea efectelor de șaibă și de placă, denotă o comportare spațială.

O simplificare a problemei se obține dacă se introduce o ipoteză suplimentară și anume dacă se neglijează influența alungirilor în dreptul centrelor de greutate — pe fiecare direcție — asupra săgeților.

Făcînd D_x, $D_y \to \infty$ și $\overline{\mu} = 0$, sistemul (10) se simplifică, reducîndu-se la o singură ecuație cu derivate parțiale de ordinul patru

$$K_x w'''' + 2\,H w''^{\cdot\cdot} + K_y w^{\cdot\cdot\cdot\cdot} = p, \tag{11}$$

care caracterizează plăcile ortotrope.

În ecuația (11), coeficientul median

$$H = K + K_{xy} + K_{yx} + \mu D e_x e_y + \frac{1-\mu}{4} D (e_x + e_y)^2$$

reprezintă rigiditatea la torsiune a plăcii ortotrope.

Presupunînd cunoscută soluția pentru w care satisface ecuația (11) și condițiile marginale prescrise, celelalte mărimi statice sînt date de următoarele relații:

eforturi normale

$$\left.\begin{aligned} N_x &= -D\,\frac{1-\mu}{2}(e_x + e_y)\, w^{\cdot\cdot}, \\ N_y &= -D\,\frac{1-\mu}{2}(e_x + e_y)\, w''; \end{aligned}\right\}$$

eforturi de lunecare

$$N_{xy} = N_{yx} = D\,\frac{1-\mu}{2}(e_x + e_y)\, w'^{\cdot};$$

momente încovoietoare

$$M_x = -K_x w'' - \mu (K + D e_x e_y)\, w^{\cdot\cdot},$$
$$M_y = -K_y w^{\cdot\cdot} - \mu (K + D e_x e_y)\, w'';$$

momente de torsiune

$$M_{xy} = -\left\{(1-\mu)\left[K + e_x (e_x + e_y)\frac{D}{2}\right] + 2\,K_{xy}\right\} w'$$

$$M_{yx} = -\left\{(1-\mu)\left[K + e_y (e_x + e_y)\frac{D}{2}\right] + 2\,K_{yx}\right\} w^{\prime\cdot};$$

momentele încovoietoare și de torsiune sînt raportate la liniile centrelor de greutate de pe direcțiile respective.

Soluția ecuației (11) poate fi căutată prin toate metodele cunoscute din teoria plăcilor plane, cum ar fi soluții prin serii duble și simple trigonometrice, serii de funcții fundamentale, soluții variaționale și numerice etc.

Evident că în această problemă deosebit de importantă există o literatură foarte bogată, din care ne vom limita să mai cităm metoda Pelikan-Esslinger și metoda Guyon-Massonnet-Bares [1].

IV. ÎNCHEIERE

Cele două probleme de structuri spațiale amintite la paragrafele precedente reprezintă doar o mică parte dintr-un domeniu uriaș și încă incomplet defrișat. Problemele care se pun sînt atrăgătoare, iar soluțiile atît de variate, încît se poate vorbi de o fantezie a cercetătorului în obținerea lor.

Structură continuă și structură discontinuă, par atît de deosebite una de cealaltă! În realitate, modul de soluționare se poate inversa.

S-a arătat că o rețea spațială planară cu ochiuri suficient de mici poate fi calculată ca un mediu continuu echivalent. Însă ecuațiile cu derivate parțiale care rezultă în acest caz pot fi rezolvate numeric, ceea ce revine la a înlocui mediul continuu cu altul discontinuu mai simplu (cu mai puține legături statice).

Este posibilă însă și calea inversă; o structură continuă, de exemplu o placă plană sau o placă curbă subțire, poate fi calculată printr-o analogie statică, la fel ca un sistem de bare la care fiecare element are proprietăți elastice adaptate astfel încît să corespundă structurii inițiale.

Printre promotorii acestei idei putem cita pe L. E. Grinter [7] care înlocuiește o șaibă printr-un *grătar* (rețea ortogonală de grinzi și stîlpi) echivalent. Mai recent, I. Rajendram și S. H. Simmonds [10] au aproximat plăcile curbe subțiri de translație printr-un model fizic analog. Acesta constă din bare rigide, elemente elastice deformabile și resoarte.

La fel, A. Hrennikoff și S. S. Tezcan [8] au arătat că plăcile plane și plăcile subțiri cilindrice pot fi studiate înlocuindu-le cu modele constituite din elemente finite de formă și rigiditate convenabile, reunite între ele la colțuri. Deplasările nodurilor și forțele de legătură sînt determinate cu ajutorul calculatorului electronic și apoi transformate în eforturile interioare ale prototipului.

Dacă în introducere am amintit de lucrările lui Möbius și Föppl pentru a arăta că nu toate cunoștințele noastre despre structurile spațiale sînt de dată recentă, este totuși adevărat că tehnologia modernă a deschis noi căi creatoare și pentru știința construcțiilor. Am acumulat un tezaur de cunoștințe, dar mai rămîne încă o uriașă muncă de pionierat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bares R., Massonnet Ch.; *Le calcul des grillages de poutres et dalles orthotropes selon la méthode Guyon-Massonnet-Bares.* Paris, Dunod, 1966.

[2] Dotter E. V.: *Analysis and Design of Reticulated Plates and Shells* Symposium on Problems of Interdependence of Design and Construction of Large-Span Shells for Industrial and Civil Buildings, Leningrad, 6–9 sept. 1966.

[3] Fonder G.: *Rôle des ordinateurs dans la conception et le calcul des constructions métalliques.* Centre de recherches scientifiques et techniques de l'industrie des fabrications métalliques, Bruxelles, sept. 1966.

[4] Gheorghiu A., Dragomir V.: *Probleme de reprezentare a structurilor constructive.* București, Ed. tehnică, 1968.

[5] Giencke E.: *Die Grundgleichungen für die orthotrope Platte mit exzentrischen Steifen.* Der Stahlbau, 24, 6, 128–129, 1955.

[6] Giencke E.: *Über die Berechnung regelmässiger Konstruktionen als Kontinuum.* Der Stahlbau, 33, 1, 1–6, 1964; 33, 2, 39–48, 1964.

[7] Grinter L. E.: *Statistical State of Stress Studied by Grid Analysis.* În *Numerical Methods of Analysis in Engineering.* New York, The Macmillan Company, 1949, pg. 13–48.

[8] Hrennikoff A., Tezcan S. S.: *Analysis of Cylindrical Shells by the Finite Element Method.* Symposium on Problems of Interdependence of Design and Construction of Large-Span Shells for Industrial and Civil Buildings, Leningrad, 6–9 sept. 1966.

[9] Makowski Z. S.: *Räumliche Tragwerke aus Stahl.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen m.b.H., 1963.

[10] Rajendram I., Simmonds S. H.: *Analysis of Shallow Translational Shells.* International Symposium on Shell Structures in Engineering Practice. Budapest, 31st Aug. to 3rd sept. 1965, vol. 2.

[11] Renton J. D.: *The related behaviour of plane grids, space grids and plates.* În: Space Structures (R. N. Davies Editor). Oxford and Edinburgh, Blackwell Scientific Publications, 1967, pg. 19–32.

[12] Soare M.: *Conferința internațională pentru structuri spațiale*, Londra 1966. Revista Construcțiilor, 21, 10–11, 597–601, 1967.

[13] Soare M.: *Aplicarea ecuațiilor cu diferențe finite la calculul plăcilor curbe subțiri.* Ed. a 2-a. București, Ed. Academiei R.S.R., 1968.

[14] Timoshenko St.: *Strength of Materials.* New York, Toronto, London, Mc Graw-Hill Book Company, Inc., 1953, p. 308–309.

[15] Ping-Chun Wang: *Numerical and Matrix Methods in Structural Mechanic with Applications to Computers.* New York, London, Sydney, John Wiley and Sons, Inc., 1966.

[16] * * *: *Programme des centres de calcul électronique.* Construction métallique, 2, 1, 33–34, 1965.

[17] * * *: *Noi tipuri de structuri metalice ușoare de deschidere mare pentru construcții industriale și social-culturale. Studiul metodei de calcul și precizarea datelor preliminare pentru programarea la calculatoare electronice.* Studiu INCERC, septembrie 1967.

Extinderea utilizării schemei Kani la calculul iterativ al cîmpurilor termice

Ing. Radu Agent

Studiul cîmpurilor termice discontinue de tipul termoizolațiilor stratificate sau întrerupte de punți reci (fig. 1) se face de obicei prin *reticularizare* (înlocuirea cu un sistem reticular echivalent format din elemente liniare conducătoare de căldură, ca în figura 2).

Problema constă în a determina temperaturile în toate nodurile rețelei înlocuitoare, cînd sînt date temperaturile la interior și la exterior.

Legile care determină starea de solicitare a unui asemenea sistem se pot deduce prin particularizare din legile generale ale sistemelor reticulare supuse la solicitări, valabile și pentru structurile elastice formate din bare, rețelele electrice, rețelele de distribuție a apei etc. În tabela 1 sînt arătate mărimile care intervin în calculul cîmpurilor termice, comparativ cu cele din cazul altor tipuri de sisteme reticulare [1].

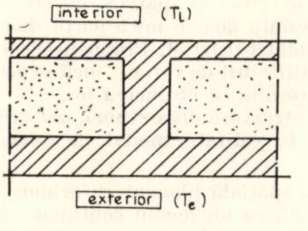


Fig. 1

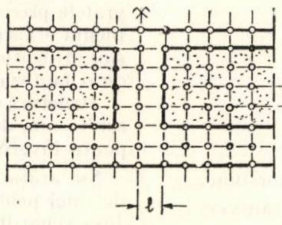


Fig. 2

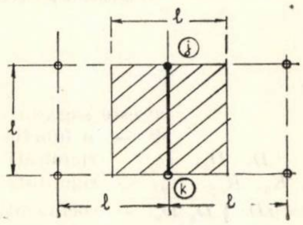


Fig. 3

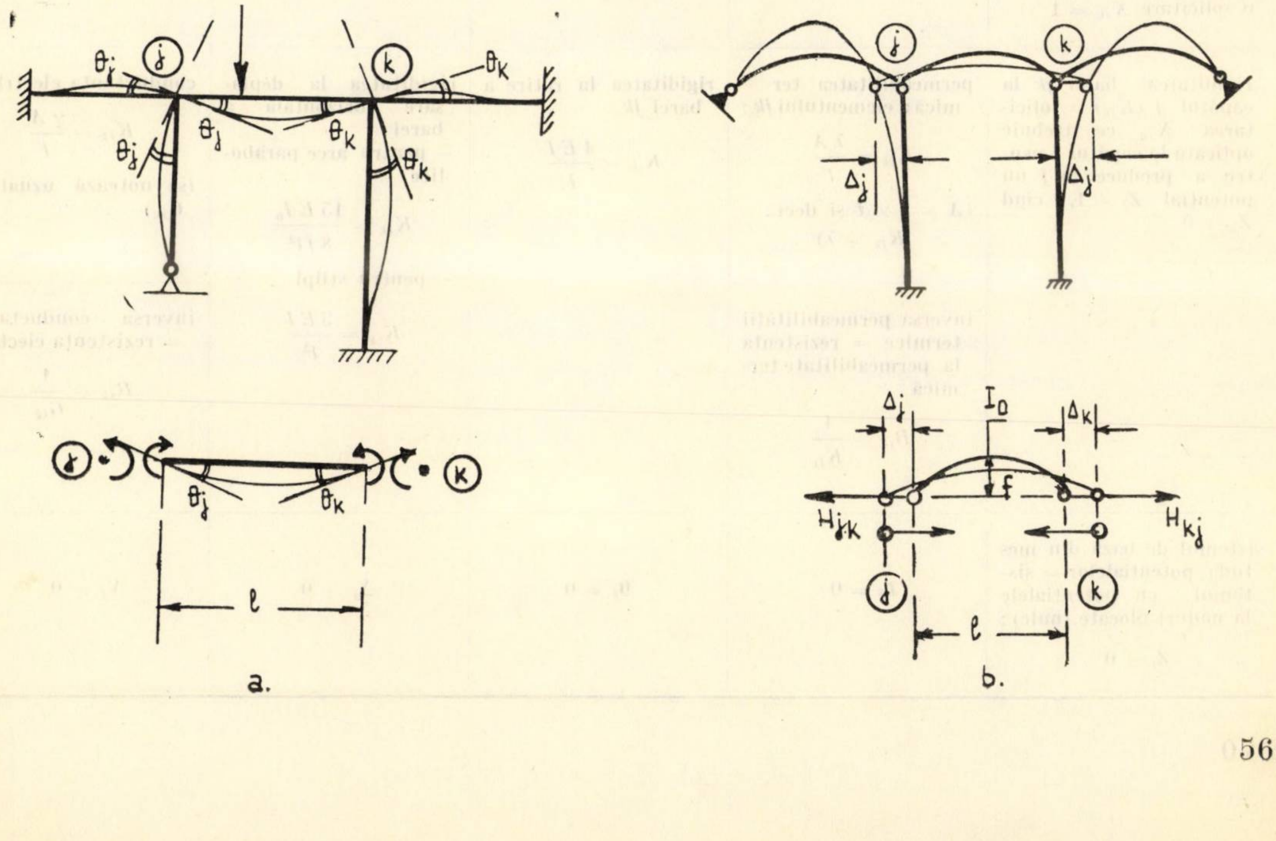
Tabela 1

Denumire generală	Cîmp termic	Structură elastică formată din bare	Rețea electrică de curent continuu	Rețea de distribuție a apei
solicitări secționale (X)	cantități de căldură (Q)	eforturi	curenți	debite
potențiale la noduri (Z)	temperaturi (T)	deplasări elastice (rotiri sau translații)	potențiale electrice	presiuni (cote piezometrice)
energie potențială acumulată	termică	de deformație	electrică	hidraulică
element liniar	element între două noduri (fig. 3)	bară	ramură a rețelei	conductă
caracteristica de material a elementelor liniare	conductivitatea termică $\lambda \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{oră} \times \text{grad}}\right)$	modulul de elasticitate (E)	rezistivitate electrică (ρ) inversa rezistivității = conductivitatea $\gamma = \frac{1}{\rho}$	coeficientul de rugozitate al pereților conductei (n)

Tabela 1 (continuare)

Denumire generală		Cîmp termic	Structură elastică formată din bare	Reţea electrică de curent continuu	Reţea de distribuţie a apei
caracteristici geometrice ale elementului liniar	caracteristica secţiunii transversale	aria : $A = l \times 1 = l$ (dimensiunea normală pe planul fluxului termic = 1)	momentul de inerţie (I)	aria (A)	diametrul interior D (în relaţia de calcul intră sub forma : D^5)
	caracteristica axului	lungime (pasul reţelei = l)	deschidere (l)	lungime (l)	lungime (l)
condiţia de echilibru la un nod j (suma solicitărilor în jurul nodului să fie egală cu zero) : $\Sigma X = 0$		condiţia ca suma cantităţilor de căldură intrate şi ieşite din nod să fie egală cu zero	condiţia ca suma forţelor (momentelor) în jurul nodului să fie egală cu zero	condiţia ca suma curenţilor intraţi şi ieşiţi din nod să fie egală cu zero	condiţia ca suma debitelor intrate şi ieşite din nod să fie egală cu zero
condiţia de continuitate a potenţialului la noduri		condiţia ca la fiecare nod temperatura să fie aceeaşi la capetele tuturor elementelor concurente în nod	condiţia ca la fiecare nod deplasările capetelor de bare să fie egale	condiţia ca la fiecare nod potenţialul să fie acelaşi la capetele tuturor ramurilor concurente în nod	condiţia ca la fiecare nod presiunea să fie aceeaşi la capetele tuturor conductelor concurente în nod
noduri cu condiţii de potenţial date		noduri în care valoarea temperaturii este dată	noduri cu deplasări date sau condiţionate	noduri cu potenţial dat	noduri cu presiune dată
metode de scriere a sistemului de ecuaţii de condiţie	*metoda solicitărilor*	*metoda circuitelor* (necunoscute : cantităţile de căldură de pe circuite) — nu se foloseşte în practică	*metoda eforturilor* (necunoscute : eforturile static nedeterminate)	*metoda circuitelor* (necunoscute : curenţii de contur)	*metoda inelelor* (necunoscute : debitele de contur)
	metoda potenţialelor	*metoda nodurilor* (necunoscute : temperaturile la noduri)	*metoda deplasărilor* (necunoscute : deplasările la noduri)	*metoda nodurilor* (necunoscute : potenţialele la noduri)	*metoda nodurilor* (necunoscute : presiunile la noduri) — enunţată teoretic de *H. Cross*, dar nu se aplică în practică

Fig. 4



I. SCRIEREA SISTEMULUI DE ECUAŢII DE CONDIŢIE

Deoarece în calculul cîmpurilor termice nu se utilizează în practică decît metoda ,,potenţialelor'' (nodurilor), se dau în continuare elementele de calcul numai pentru această metodă, tot sub forma comparativă cu alte tipuri de sisteme reticulare la care metoda se aplică avantajos. Dintre structurile elastice formate din bare s-au ales pentru comparaţie două categorii de sisteme (fig. 4):

— cadrele plane cu noduri fixe, la care potenţialele necunoscute la noduri sînt *rotiri*, iar solicitările secţionale sînt *momente*;

— şirurile de arce articulate pe pile flexibile, la care potenţialele necunoscute la noduri sînt *deplasări orizontale*, iar solicitările secţionale sînt *forţe (împingeri) orizontale.*

Tabela 2

Denumire generală	Cîmp termic	Cadru plan cu noduri fixe, cu bare de secţiune constantă	Şir de arce articulate pe pile flexibile	Reţea electrică de curent continuu
potenţialul la nodul j (Z_j)	temperatura T_j	rotirea θ_j	deplasarea orizontală Δ_j	potenţialul electric V_j
convenţia de semne pentru Z_j	+ în raport cu temperatura 0°	+ în sens orar	+ de la stînga spre dreapta	+ în raport cu un potenţial de referinţă
solicitarea la capătul j al barei jk (X_{jk}) — reprezintă de fapt o pereche de solicitări (v. fig. 4) de sens contrar: una acţionînd asupra capătului de bară, iar cealaltă asupra nodului; convenţional considerăm X_{jk} = solicitarea ,,pe nod''	cantitatea de căldură Q_{jk}	momentul M_{jk}	forţa (împingerea) orizontală H_{jk}	curentul I_{jk}
convenţia de semne pentru X_{jk}	+ cînd cantitatea de căldură intră în nod (iese din capătul de bară)	+ cînd momentul pe nod roteşte în sens orar	+ cînd împingerea pe nod este îndreptată de la stînga spre dreapta	+ cînd curentul intră în nod (iese din capătul de bară)
coeficientul de transmitere τ_{jk} al solicitării X_{jk} de la j la k = solicitarea X_{kj} care apare la capătul k cu $Z_k = 0$, cînd în capătul j se introduce o solicitare $X_{jk} = 1$	$\tau_{jk} = -1$	$\tau_{jk} = +\frac{1}{2}$	$\tau_{jk} = -1$	$\tau_{jk} = -1$
,,rigiditatea'' barei jk la capătul j (K_{jk}) = solicitarea X_{jk} ce trebuie aplicată la capătul j pentru a produce în j un potenţial $Z_j = 1$, cînd $Z_k = 0$	permeabilitatea termică a elementului jk: $K_{jk} = \frac{\lambda A}{l}$ ($A = 1 \times l$ şi deci: $K_{jk} = \lambda$)	rigiditatea la rotire a barei jk: $K_{jk} = \frac{4EI}{l}$	rigiditatea la deplasare orizontală a barei: — pentru arce parabolice $K_{jk} = \frac{15EI_0}{8fl^2}$ — pentru stîlpi $K_{jk} = \frac{3EI}{l^3}$	conductanţa electrică: $K_{jk} = \frac{\gamma A}{l}$ (se notează uzual cu G_{jk})
	inversa permeabilităţii termice = rezistenţa la permeabilitate termică $R_{jk} = \frac{1}{K_{jk}}$			inversa conductanţei = rezistenţa electrică $R_{jk} = \frac{1}{G_{jk}}$
sistemul de bază din metoda potenţialelor = sistemul cu potenţialele la noduri blocate (nule): $Z_j = 0$	$T_j = 0$	$\theta_j = 0$	$\Delta_j = 0$	$V_j = 0$

Tabela 2 (continuare)

Denumire generală		Cîmp termic	Cadru plan cu noduri fixe, cu bare de secţiune constantă	Şir de arce articulate pe pile flexibile	Reţea electrică de curent continuu
solicitări în sistemul de bază (produse de solicitările exterioare)	pe capetele de bară ($\overline{X}_{jk}$)	Q_{jk} (de regulă $Q_{jk} = 0$)	momentele de încastrare perfectă $\overline{M}_{jk}$	împingerile în situaţia cu nodurile fixe $\overline{H}_{jk}$	curenţi de consum $\overline{I}_{jk}$
	aplicate direct la noduri ($\overline{X}_j$)	cantităţi de căldură intrate şi ieşite din reţea $\overline{Q}_j$	momente-încărcare aplicate la noduri $\overline{M}_j$	forţe orizontale aplicate la noduri $\overline{H}_j$	curenţi de alimentare şi de consum $\overline{I}_j$
	totale neechilibrate la noduri: $X_j^{(0)} = \overline{X}_j + \sum_j \overline{X}_{jk}$	$Q_j^{(0)}$ (nule la nodurile interioare)	momente neechilibrate $M_j^{(0)} = \overline{M}_j + \sum_j \overline{M}_{jk}$	forţe orizontale neechilibrate $H_j^{(0)} = \overline{H}_j + \sum_j \overline{H}_{jk}$	curenţi reduşi la noduri $I_j^{(0)} = \overline{I}_j + \sum_j \overline{I}_{ik}$
relaţia între solicitări şi potenţiale pentru o bară *jk*: $X_{jk} = \overline{X}_{jk} - K_{jk}(Z_j + \sum \tau_{jk} Z_k)$		relaţia între cantităţile de căldură şi temperaturi pentru un element *jk*: $Q_{jk} = \overline{Q}_{jk} - K_{jk}(T_j - T_k)$ $(\overline{Q}_{jk} = 0)$	relaţia între momente şi rotiri pentru o bară *jk*: $M_{jk} = \overline{M}_{jk} - K_{jk}\left(\theta_j + \frac{1}{2}\theta_k\right)$	relaţia între împingeri şi deplasările orizontale pentru un arc *jk*: $H_{jk} = \overline{H}_{jk} - K_{jk}(\Delta_j - \Delta_k)$	relaţia între curenţi şi potenţiale pentru o ramură *jk*: $I_{jk} = \overline{I}_{jk} - K_{jk}(V_j - V_k)$
ecuaţia de condiţie a nodului *j* (ecuaţia de echilibru a solicitărilor): $\sum X_{jk} + \overline{X}_j = 0$ în care solicitările se înlocuiesc cu expresiile lor de mai sus în funcţie de potenţiale: $Z_j \sum K_{jk} + \sum Z_{jk} \tau_{ik} K_{jk} = X_j^{(0)}$		$T_j \sum K_{jk} - \sum T_k K_{jk} = Q_j^{(0)}$ $(Q_j^{(0)} = 0)$	$\theta_j \sum K_{jk} + \frac{1}{2}\sum \theta_k K_{jk} = M_j^{(0)}$	$\Delta_j \sum K_{jk} - \sum \Delta_k K_{jk} = H_j^{(0)}$	$V_j \sum K_{jk} - \sum V_k K_{jk} = I_j^{(0)}$

II. REZOLVAREA PRIN ITERAŢIE A SISTEMULUI DE ECUAŢII DE CONDIŢIE (METODA TRANSMITERII TEMPERATURILOR)

După cum este ştiut, sistemul de ecuaţii de condiţie avînd ca necunoscute potenţialele la noduri poate fi rezolvat prin diverse procedee iterative, care se reduc la trei procedee de bază:

— operarea cu potenţialele de nod, care conduce la o metodă de „transmiteri de potenţiale" de tipul metodei transmiterii rotirilor folosită în calculul cadrelor cu noduri fixe;

— operarea cu solicitările neechilibrate de nod $X_j = Z_j \sum K_{jk}$ care conduce la o metodă de „transmiteri de solicitări neechilibrate", corespunzătoare, în cazul cadrelor cu noduri fixe, metodei transmiterii momentelor neechilibrate de nod;

— operarea cu solicitările de capăt de bară X_{jk}, care conduce la o metodă de repartizare şi transmitere a acestor solicitări, de tipul metodei Cross.

În cazul cîmpurilor termice, procedeul cel mai adecvat este de a opera cu potenţialele (temperaturile) de nod, deoarece datele problemei sînt temperaturile pe conturul reţelei, iar rezultatele urmărite sînt valorile temperaturilor la noduri, astfel că nu aduce nici un avantaj practic introducerea în calcul a solicitărilor. În consecinţă, în cele ce urmează se dau numai elementele de calcul pentru „metoda transmiterii potenţialelor (temperaturilor)".

În tabela 3 sînt date, comparativ cu celelalte tipuri de sisteme reticulare, elementele care intervin în calculul prin această metodă şi anume:

— valorile iniţiale ale potenţialelor la noduri rezultate din împărţirea termenului liber $X_j^{(0)}$ la coeficientul necunoscutei principale din ecuaţie;

— coeficienţii de transmitere t_{jk} ai potenţialului.

La sistemele cu $\tau_{jk} = -1$, între care intră şi cîmpurile termice, suma valorilor absolute ale coeficienţilor de transmitere spre fiecare nod interior este:

$$\sum |t_{kj}| = \sum \frac{K_{jk}}{\sum K_{jk}} = 1$$

deci criteriul de convergenţă a iteraţiei după Wittmeyer:

$$\sum |t_{kj}| < 1$$

este îndeplinit numai la nodurile de pe contur, la care ecuaţiile sînt incomplete. De aceea convergenţa iteraţiei este lentă şi anume cu atît mai lentă cu cît numărul de noduri perimetrale este mai mic faţă de cel al nodurilor interioare, respectiv cu cît reţeaua înlocuitoare este mai deasă. Semnificaţia fizică a acestor aspecte matematice este cunoscută [1].

Tabela 3

Denumire generală	Cîmp termic	Cadru plan cu noduri fixe, cu bare de secţiune constantă	Şir de arce articulate pe pile flexibile	Reţea electrică de curent continuu
valoarea iniţială a necunoscutei Z_j : $Z_j^{(0)} = \frac{X_j^{(0)}}{\sum K_{jk}}$	valoarea iniţială a temperaturii T_j : $T_j^{(0)} = \frac{Q_j^{(0)}}{\sum K_{jk}}$	valoarea iniţială a rotirii θ_j : $\theta_j^{(0)} = \frac{M_j^{(0)}}{\sum K_{jk}}$	valoarea iniţială a deplasării $\triangle_j$: $\triangle_j^{(0)} = \frac{H_j^{(0)}}{\sum K_{jk}}$	valoarea iniţială a potenţialului V_j : $V_j^{(0)} = \frac{I_j^{(0)}}{\sum K_{jk}}$
coeficientul de transmitere a potenţialului de la nodul k la nodul j : $t_{kj} = - \frac{\tau_{jk} \ K_{jk}}{\sum K_{jk}}$	coeficientul de transmitere a temperaturii de la nodul k la nodul j : $t_{kj} = + \frac{K_{jk}}{\sum K_{jk}}$ $(\tau_{jk} = - 1)$	coeficientul de transmitere a rotirii de la nodul k la nodul j : $t_{kj} = - \frac{1}{2} \cdot \frac{K_{jk}}{\sum K_{jk}}$ $(\tau_{jk} = + \frac{1}{2})$	coeficientul de transmitere a deplasării orizontale de la nodul k la nodul j : $t_{kj} = + \frac{K_{jk}}{\sum K_{jk}}$ $(\tau_{jk} = - 1)$	coeficientul de transmitere a potenţialului de la nodul k la nodul j : $t_{kj} = + \frac{K_{jk}}{\sum K_{jk}}$ $(\tau_{jk} = - 1)$

În aceste condiţii, începerea iteraţiei în mod clasic, cu valori iniţiale calculate în funcţie de termenii liberi ai ecuaţiilor, confom relaţiilor din tabela 3, conduce la un număr prea mare de trepte de calcul necesare pentru a ajunge la o aproximaţie acceptabilă. În consecinţă, trebuie să se aleagă valorile iniţiale ale necunoscutelor într-un alt mod, pe bază de apreciere, astfel ca să fie mai apropiate de cele exacte. De exemplu, pentru un sistem ca în figura 5, format din două straturi portante şi o termoizolaţie intermediară, cu o punte rece constituită din nervura de legătură dintre cele două straturi portante, un mod de apreciere a valorilor iniţiale ale temperaturilor la noduri ar fi următorul :

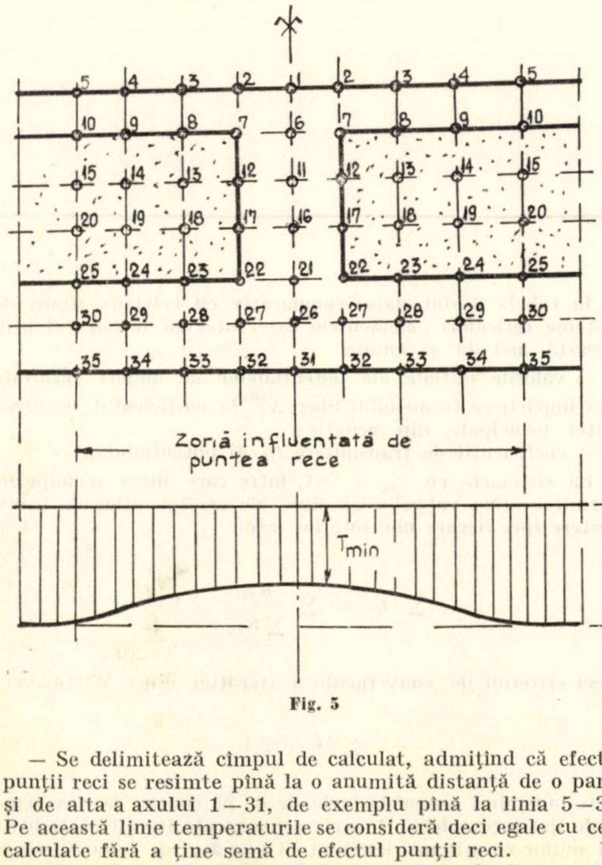


Fig. 5

— Se delimitează cîmpul de calculat, admiţînd că efectul punţii reci se resimte pînă la o anumită distanţă de o parte şi de alta a axului 1—31, de exemplu pînă la linia 5—35. Pe această linie temperaturile se consideră deci egale cu cele calculate fără a ţine semă de efectul punţii reci.

— Se calculează temperaturile în axul 1—31 fără a ţine seamă de transmiterile transversale, deci considerînd permeabilitatea termică a materialului nervurii.

— Pe liniile 2—32, 3—33, 4—34 se stabilesc valorile iniţiale aproximative ale temperaturilor prin interpolare între cele calculate în modul arătat mai sus pentru liniile 1—31 şi 5—35.

Un alt procedeu de apreciere a valorilor iniţiale este cel utilizat în metoda relaxării de *Southwell* [12] [13] [14] [15] : se efectuează întîi un calcul pe o reţea mai rară şi apoi se trece la îndesirea reţelei, luînd ca valori iniţiale valorile obţinute din calculul anterior pe reţeaua rară (metoda „îndesirii reţelei").

Din cele arătate rezultă şi o altă consecinţă pentru alegerea procedeului iterativ de rezolvare. Este ştiut că iteraţia poate fi condusă lucrînd fie cu valorile întregi ale necunoscutelor, fie cu corecţiile succesive. Operarea cu valorile întregi este mai laborioasă, deoarece la fiecare echilibrare de nod trebuie să se adauge la cantităţile transmise de la nodurile vecine şi termenul liber $T_j^{(0)}$ (tabela 3) şi totodată ordinul de mărime al cantităţilor cu care se operează nu scade pe măsură ce înaintează calculul. În schimb, se obţine avantajul că erorile sau valorile arbitrare introduse pe parcursul iteraţiei se autocorectează, neinfluenţînd rezultatele. De aceea, *în cazurile cînd se aleg valori iniţiale diferite de cele calculate în funcţie de termenii liberi conform tabelei 3, este obligatorie iterarea cu valorile întregi ale necunoscutelor*. În statică, aceasta corespunde cunoscutei metode a lui *Kani* [11]. Vom extinde deci aceeaşi metodă şi la calculul cîmpurilor termice.

Menţionăm că folosirea procedeelor iterative în studiul cîmpurilor termice este de mult timp practicată ([2] [3] [4] [5] [6] [7] [8] [9] [10] etc.). Elementul nou pe care încearcă să-l aducă lucrarea de faţă, pe lîngă consideraţiile teoretice arătate în partea introductivă, este numai aplicarea şi în acest domeniu a sistematizării calculelor pe o schemă de felul celei folosite în statică de Kani şi care rezultă cea mai practică în cazul cîmpurilor termice, pe considerentele arătate mai înainte.

III. DETALII DE CALCUL

a) Coeficienţii K_{jk} pentru diferite tipuri de elemente de reţea

În figura 6 se dau expresiile permeabilităţilor termice K_{jk} pentru elemente de reţea situate la limitele între straturi din diferite materiale.

b) Schimbul superficial de căldură la interiorul şi exteriorul unui perete

Schimburile superficiale de căldură de la feţele spre interior şi spre exterior ale peretelui care formează cîmpul termic de studiat se produc cu coeficienţii α_i (spre interior) şi α_e (spre

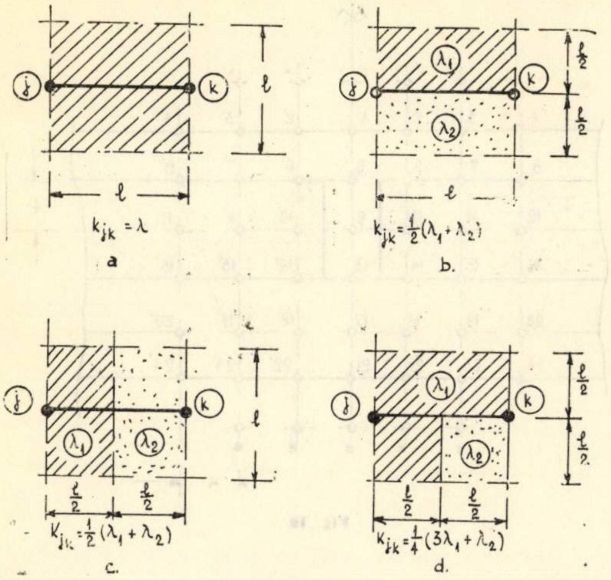

j
k
l
$k_{jk} = \lambda$
a
λ_1
λ_2
$\frac{l}{2}$
$k_{jk} = \frac{1}{2}(\lambda_1 + \lambda_2)$
b.
$k_{jk} = \frac{1}{2}(\lambda_1 + \lambda_2)$
c.
$k_{jk} = \frac{1}{4}(3\lambda_1 + \lambda_2)$
d.

Fig. 6

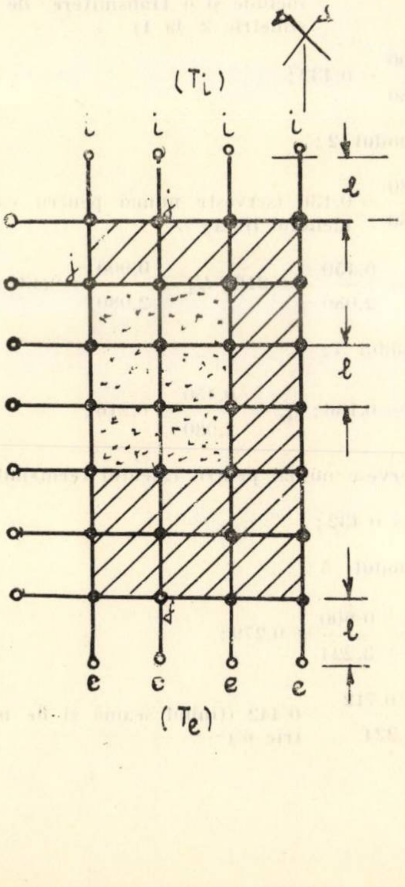
exterior). Ele pot fi incluse în schema de calcul a cîmpului reticularizat în modul arătat în figura 7, introducînd nişte *noduri fictive suplimentare*. Un nod fictiv i reprezintă aerul interior, cu temperatura cunoscută T_i, iar *bara fictivă ij* care leagă pe schemă acest nod de primul nod real j al reţelei reprezintă schimbul superficial K_{ij} de căldură, coeficientul ei de permeabilitate termică fiind $K_{ij} = \alpha_i \, l$. La fel avem spre exterior nodurile fictive e cu temperatura cunoscută T_e şi barele fictive ej cu $K_{ej} = \alpha_e \, l$.

Reţeaua apare astfel în calcul ca bordată pe toate laturile de noduri cu temperaturi cunoscute :

— la interior şi exterior nodurile fictive i şi e;

— lateral, nodurile o de pe coloanele la care se admite că influenţa punţii reci nu se mai resimte şi la care deci temperaturile se calculează ca pentru o izolaţie stratificată uniformă (aceste temperaturi sînt notate în figură cu T_0).

Fig. 7



c) Termenii liberi $T_j^{(0)}$

— La nodurile interioare $Q_j^{(0)} = 0$, deci $T_j^{(0)} = 0$.

— La nodurile de la faţa interioară a peretelui : se observă că în sistemul de bază cu $T_j = 0$, cantităţile de căldură care intră prin barele fictive ij sînt :

$$Q_{ij} = - K_{ji} \, (T_i - T_j) = - K_{ji} \, T_i$$

deci într-un nod j intră $Q_j^{(0)} = Q_{ij} = K_{ji} \, T_i$. Atunci :

$$T_j^{(0)} = \frac{Q_j^{(0)}}{\sum K_{jk}} = T_i \frac{K_{ji}}{\sum K_{jk}} = - T_i \, t_{ij}$$

unde suma $\sum K_{jk}$ cuprinde şi bara fictivă ij.

— La fel, la nodurile de la faţa exterioară : $T_j^{(0)} = T_e \, t_{ej}$, iar la nodurile perimetrale laterale : $T_j^{(0)} = T_0 \, t_{0j}$.

d) Organizarea schemei de transmiteri după modelul celei din metoda Kani din calculul cadrelor

După procedeul Kani, schema de transmiteri şi mersul calculului se organizează în modul următor (fig. 8) :

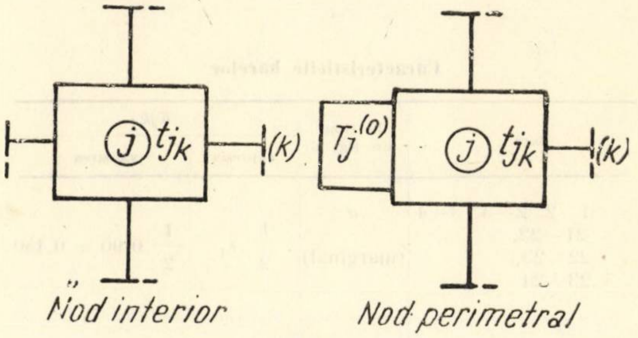


Fig. 8

— la fiecare nod j se înscriu, în interiorul unei casete, la capetele elementelor jk, coeficienţii de transmitere t_{kj} spre nodul j :

— la nodurile perimetrale, într-o casetă separată se înscrie termenul liber $T_j^{(0)}$, calculat cu relaţiile de la pct. (c) de mai sus ;

— pe parcursul iteraţiei, cantităţile transmise de la un nod k la nodul j se înscriu într-o coloană la capătul de bară jk ;

— la fiecare corectare a nodului j se însumează în jurul nodului cantităţile transmise spre nod (ultima valoare din fiecare coloană de capăt de bară), adăugînd şi termenul liber $T_j^{(0)}$, iar suma se transmite la nodurile vecine ;

— cantităţile corectate se înscriu într-o tabelă separată pentru a avea în permanenţă evidenţa ultimelor valori ale temperaturilor din toate nodurile ;

— calculul se opreşte cînd pe toate coloanele de la capetele de bară sau din tabela ajutătoare diferenţele între valorile obţinute în ultimele două trepte ale iteraţiei devin neglijabile.

IV. EXEMPLU DE CALCUL

Pentru peretele reprezentat în figura 9, format din două straturi de beton armat şi dintr-un strat intermediar termoizolator din gazbeton, se cere determinarea temperaturii la faţa interioară în dreptul punţii reci formate de nervura de legătură între cele două straturi de beton armat.

$$T_i = + 18^\circ; \; T_e = - 15^\circ; \; \alpha_i = 7 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \times \text{h} \times \text{grad}};$$

$$\alpha_e = 20 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \times \text{h} \times \text{grad}}; \; \lambda_1 \text{ (beton armat)} = 0{,}90;$$

$$\lambda_2 \text{ (gazbeton)} = 0{,}15.$$

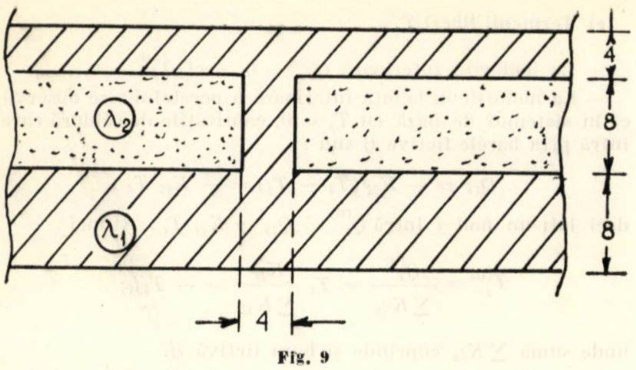


Fig. 9

Se alege o rețea înlocuitoare cu ochiuri pătrate, de latură $l = 4$ cm. Considerînd o porțiune de perete simetrică față de axul punții reci (fig. 10), se admite că influența acesteia se resimte de o parte și de alta pînă la coloanele de noduri 3–23 inclusiv. Nodurile 4–24 sînt deci de tip *o*.

Caracteristicile barelor

Bara	de tipul din fig. 6	K_{jk}	
		expresia	valoarea
1–2, 2–3, 3–4 21–22, 22–23, 23–24	*a* (marginal)	$\frac{1}{2}\lambda_1$	$\frac{1}{2}\ 0{,}90 = 0{,}450$
5–6, 13–14	*d*	$\frac{3\lambda_1 + \lambda_2}{4}$	$\frac{1}{4}\ (3\times 0{,}90 + 0{,}15) = 0{,}712$
6–7, 7–8, 14–15, 15–16	*b*	$\frac{\lambda_1 + \lambda_2}{2}$	$\frac{1}{2}\ (0{,}90+0{,}15) = 0{,}525$
9–10	*c*	$\frac{\lambda_1 + \lambda_2}{2}$	$\frac{1}{2}\ (0{,}90+0{,}15) = 0{,}525$
10–11, 11–12 6–10, 7–11, 8–12, 10–14, 11–15, 12–16	*a*	λ_2	0,150
17–18, 18–19, 19–20, 1–5, 2–6, 3–7, 5–9, 9–13, 13–17, 14–18, 15–19, 17–21, 18–22, 19–23	*a*	λ_1	0,900
i–1, *i*–2, *i*–3	*ij*	$\alpha_i l$	$7\times 0{,}04 = 0{,}280$
e–21, *e*–22, *e*–23	*ej*	$\alpha_e l$	$20\times 0{,}04 = 0{,}800$

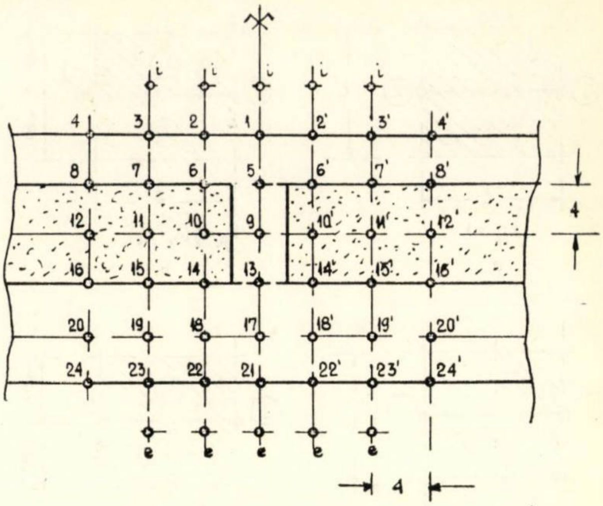


Fig. 10

Sumele $\sum K_j$ la noduri :

— nodurile 1, 2, 3 : $0{,}280 + 2\times 0{,}450 + 0{,}900 = 2{,}080$
— ,, 5, 13 : $2\times 0{,}900 + 2\times 0{,}712 = 3{,}224$
— ,, 6, 14 : $0{,}900 + 0{,}150 + 0{,}712 + 0{,}525 = 2{,}287$
— ,, 7, 15 : $2\times 0{,}525 + 0{,}900 + 0{,}150 = 2{,}100$
— nodul 9 : $2\times 0{,}900 + 2\times 0{,}525 = 2{,}850$
— ,, 10 : $3\times 0{,}150 + 0{,}525 = 0{,}975$
— ,, 11 : $4\times 0{,}150 = 0{,}600$
— nodurile 17, 18, 19 : $4\times 0{,}900 = 3{,}600$
— ,, 21, 22, 23 : $0{,}800 + 0{,}900 + 2\times 0{,}450 = 2{,}600$

Coeficienții de transmitere

— spre nodul 1 :

$t_{i1} = \frac{0{,}280}{2{,}080} = 0{,}136$ (servește numai pentru calculul termenului liber)

$t_{21} = \frac{2\times 0{,}450}{2{,}080} = 0{,}432$ (coeficientul 2 intervine deoarece în fiecare transmitere de la 2 la 1 se include și o transmitere de la nodul simetric 2′ la 1)

$t_{51} = \frac{0{,}900}{2{,}080} = 0{,}432$;

— spre nodul 2 :

$t_{i2} = \frac{0{,}280}{2{,}080} = 0{,}136$ (servește numai pentru calculul termenului liber)

$t_{12} = t_{32} = \frac{0{,}450}{2{,}080} = 0{,}216$; $t_{62} = \frac{0{,}900}{2{,}080} = 0{,}432$;

— spre nodul 3 :

$t_{i3} = t_{i2} = 0{,}136$; $t_{43} = \frac{0{,}450}{2{,}080} = 0{,}216$;

(ambii servesc numai pentru calculul termenului liber)

$t_{73} = t_{62} = 0{,}432$;

— spre nodul 5 :

$t_{15} = t_{95} = \frac{0{,}900}{3{,}224} = 0{,}279$;

$t_{65} = \frac{2\times 0{,}712}{3{,}224} = 0{,}442$ (ținînd seamă și de nodul simetric 6′) ;

— spre nodul 6 :

$$t_{26}=\frac{0,900}{2,287}=0,393\,;\ t_{56}=\frac{0,712}{2,287}=0,311\,;$$

$$t_{76}=\frac{0,525}{2,287}=0,230\,;\ t_{10-6}=\frac{0,150}{2,287}=0,066\,;$$

— spre nodul 7 :

$$t_{37}=\frac{0,900}{2,100}=0,428\,;\ t_{67}=t_{87}=\frac{0,525}{2,100}=0,250\,;$$

$$t_{11-7}=\frac{0,150}{2,100}=0,072\,;\ \text{etc.}$$

Temperaturile date pe conturul reţelei

$T_i = +18°\,;\ T_e = -15°\,;\ \Delta T = T_i - T_e = +33°.$

Pe coloana 4—24 (neinfluenţată de puntea rece):

$$R_i=\frac{1}{\alpha_i\,l}=\frac{1}{7\times 0,04}=3,57\,;\ R_e=\frac{1}{\alpha_e\,l}=\frac{1}{20\times 0,04}=1,25\,;$$

$$R_{4-8}=R_{16-20}=R_{20-24}=\frac{1}{\lambda_1}=\frac{1}{0,90}=1,11\,;$$

$$R_{8-12}=R_{12-16}=\frac{1}{\lambda_2}=\frac{1}{0,15}=6,67.$$

$$\sum R_{4-24}=3,57+1,25+3\times 1,11+2\times 6,67=21,49$$

$$\Delta T_i=\Delta T\,\frac{R_i}{\sum R_{4-24}}=33\,\frac{3,57}{21,49}=5,5°\,;$$

$$\Delta T_e=33\,\frac{1,25}{21,49}=1,9°\,;$$

$$\Delta T_{4-8}=\Delta T_{16-20}=\Delta T_{20-24}=33\,\frac{1,11}{21,49}=1,7°\,;$$

$$\Delta_{8-12}=\Delta T_{12-16}=33\,\frac{6,67}{21,49}=10,25°.$$

$T_4=+18-5,5=+12,5°\,;\ T_8=+12,5-1,7=+10,8°\,;$

$T_{12}=+10,8-10,25\cong+0,6°\,;\ T_{16}=+0,6-10,25\cong-9,7°\,;$

$T_{20}=-9,7-1,7=-11,4°\,;\ T_{24}=-11,4-1,7=-13,1°.$

Verificare : $T_{24}=-15+1,9=-13,1°.$

Valorile iniţiale apreciate ($\overline{T}_j$) ale temperaturilor la noduri

— Pe coloana 1— 21 :

$$R_i=3,57\,;\ R_e=1,25\,;\ R_{1-5}=R_{5-9}=R_{9-13}=R_{13-17}=$$
$$=R_{17-21}=\frac{1}{0,90}=1,11.$$

$$\sum R_{1-21}=3,57+1,25+5\times 1,11=10,37.$$

$$\Delta T_i=\frac{3,57}{10,37}\,33=11,4°\,;\ \Delta T_e=\frac{1,25}{10,37}\,33=4,0°\,;$$

$$\Delta T_{1-5}=\Delta T_{5-9}=\Delta T_{9-13}=\Delta T_{13-17}=\Delta T_{17-21}=$$
$$=\frac{1,11}{10,37}\,33=3,5°\,;$$

$\overline{T}_1=+18-11,4=+6,6°\,;\ \overline{T}_5=+6,6-3,5=+3,1°\,;$

$\overline{T}_9=+3,1-3,5=-0,4°\,;\ \overline{T}_{13}=-0,4-3,5=-3,9°\,;$

$\overline{T}_{17}=-3,9-3,5=-7,4°\,;\ \overline{T}_{21}=-7,4-3,5=$
$=-10,9\cong 11,0°.$

Verificare : $\overline{T}_{21}=-15+4,0=-11,0°.$

— Pe coloana 3—23 se iau în primă aproximaţie aceleaşi temperaturi ca pe coloana 4—24 :

$\overline{T}_3=+12,5°\,;\ \overline{T}_7=+10,8°\,;\ \overline{T}_{11}=+0,6°\,;\ \overline{T}_{15}=-9,7°\,;$
$\overline{T}_{19}=-11,4°\,;\ \overline{T}_{23}=-13,1°.$

— Pe coloana 2—22 se iau prin interpolare mediile temperaturilor coloanelor 1—21 şi 3—23 ;

$$\overline{T}_2=\frac{\overline{T}_1+\overline{T}_3}{2}=+9,0°\,;\ \overline{T}_6=+7,0°\,;\ \overline{T}_{10}=+0,1°\,;$$

$\overline{T}_{14}=-6,8°\,;\ \overline{T}_{18}=-9,4°\,;\ \overline{T}_{22}=-12,0°.$

Termenii liberi $T_j^{(0)}$ la nodurile perimetrale :

$T_1^{(0)}=T_i\,t_{i1}=+18\times 0,136=+2,4°\,;\ T_2^{(0)}=T_1^{(0)}=+2,4°\,;$

$T_3^{(0)}=T_i\,t_{i3}+T_4\,t_{43}=+18\times 0,136+12,5\times 0,216=+5,1°\,;$

$T_7^{(0)}=T_8\,t_{87}=+10,8\times 0,250=+2,7°\,;$

$T_{11}^{(0)}=T_{12}\,t_{12-11}=+0,6\times 0,250=+0,2°\,;$

$T_{15}^{(0)}=T_{16}\,t_{16-15}=-9,7\times 0,250=-2,4°\,;$

$T_{19}^{(0)}=T_{20}\,t_{20-19}=-11,4\times 0,250=-2,9°\,;$

$T_{23}^{(0)}=T_e t_{e-23}+T_{24}\,t_{24-23}=-15\times 0,308-13,1\times 0,173=$
$=-6,9°\,;$

$T_{22}^{(0)}=T_e\,t_{e-22}=-15\times 0,308=-4,6°\,;$

$T_{21}^{(0)}=T_{22}^{(0)}=-4,6°.$

Schema de transmiteri este arătată în figura 11. Nodurile se corectează în toate treptele iteraţiei în aceeaşi ordine : 1—2—3...21—22—23. În tabela care însoţeşte figura se înscriu în prima coloană valorile iniţiale apreciate $\overline{T}_j$. Apoi, după fiecare corectare de nod, se înregistrează în tabelă pe coloana următoare noua valoare a temperaturii din nodul respectiv.

Se începe cu corectarea nodului 1. Din tabelă se citesc temperaturile nodurilor vecine 2 şi 5 : $\overline{T}_2=+9,0°\,;\ \overline{T}_5=+3,1°.$ Se transmite spre nodul 1 :

— de la 2 : $+9,0\times 0,432=+3,9°\,;$

— de la 5 : $+3,1\times 0,432=+1,3°.$

Cantităţile transmise se înscriu în dreptul capetelor de bare. Se însumează aceste cantităţi, adăugînd şi termenul liber $T_1^{(0)}=+2,4°$ şi se obţine temperatura corectată din nodul 1 :

$$+3,9+1,3+2,4=+7,6°.$$

care se înscrie pe tabelă în coloana a doua.

Urmează corectarea nodului 2. Din tabelă citim : $\overline{T}_3=+12,5°\,;\ \overline{T}_6=+7,0°$, iar pentru nodul 1 luăm în considerare noua valoare $T_1=+7,6°$ din a doua coloană a tabelei. Se transmite spre nodul 2 :

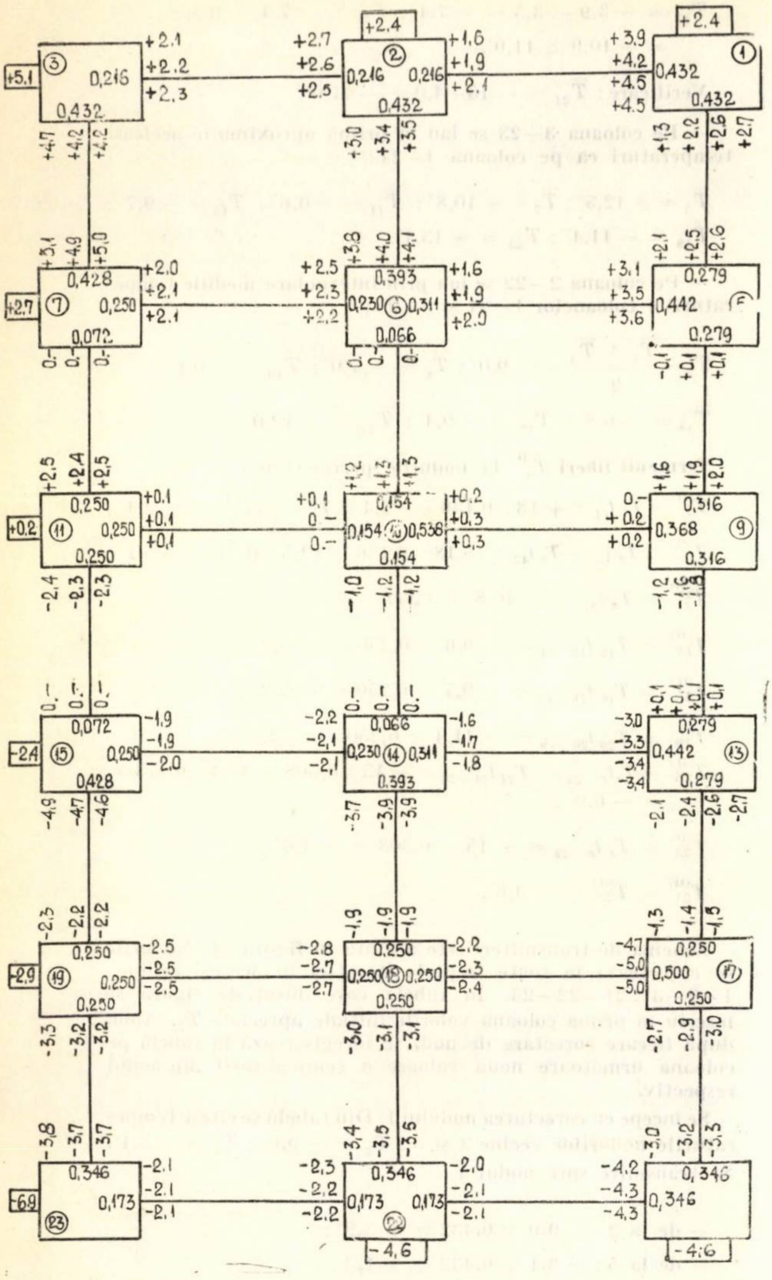
— de la 1 : $+7,6\times 0,216=+1,6°\,;$

— de la 3 : $+12,5\times 0,216=+2,7°\,;$

— de la 6 : $+7,0\times 0,432=+3,0°\,;$

— se adună termenul liber

$$T_2^{(0)}=\frac{+2,4°}{+9,7°}$$


③
+5,1
0,216
0,432
+2.1 +2.2 +2.3
+4,7 +4,2 +4,2
②
+2.4
0,216 0,216
0,432
+2.7 +2.6 +2.5
+1.6 +1.9 +2.1
+3,0 +3,4 +3,5
①
+2.4
0,432
0,432
+3.9 +4.2 +4.5 +4.5
+1,3 +2,2 +2,6 +2,7
⑦
+2,7
0,428
0,250
0,072
+3,1 +4,9 +5,0
+2.0 +2.1 +2.1
0,- 0,- 0,-
⑥
0,393
0,230 0,311
0,066
+3,8 +4,0 +4,1
+2.5 +2.3 +2.2
+1.6 +1.9 +2.0
0,- 0,- 0,-
⑤
0,279
0,442
0,279
+2,1 +2,5 +2,6
+3.1 +3.5 +3.6
-0,1 +0,1 +0,1
⑪
+0.2
0,250
0,250
0,250
+2,5 +2,4 +2,5
+0.1 +0.1 +0,1
-2,4 -2,3 -2,3
⑩
0,154
0,154 0,538
0,154
+1,2 +1,3 +1,3
+0,1 0 – 0.–
+0.2 +0,3 +0,3
-1,0 -1,2 -1,2
⑨
0,316
0,368
0,316
+1,6 +1,9 +2,0
0.– +0.2 +0.2
-1,2 -1,6 -1,8
⑮
-2,4
0,072
0,250
0,428
0,- 0,- 0,-
-1.9 -1.9 -2.0
-4,9 -4,7 -4,6
⑭
0,066
0,230 0,311
0,393
0,- 0,- 0,-
-2.2 -2,1 -2,1
-1.6 -1.7 -1,8
-3,7 -3,9 -3,9
⑬
0,279
0,442
0,279
+0,1 +0,1 +0,1 +0,1
-3,0 -3,3 -3,4 -3,4
-2,1 -2,4 -2,6 -2,7
⑲
-2,9
0,250
0,250
0,250
-2,3 -2,2 -2,2
-2.5 -2.5 -2.5
-3,3 -3,2 -3,2
⑱
0,250
0,250 0,250
0,250
-1,9 -1,9 -1,9
-2.8 -2.7 -2.7
-2.2 -2.3 -2.4
-3,0 -3,1 -3,1
⑰
0,250
0,500
0,250
-1,3 -1,4 -1,5
-4.7 -5,0 -5,0
-2,7 -2,9 -3,0
㉓
-6,9
0,346
0,173
-3,8 -3,7 -3,7
-2.1 -2.1 -2.1
㉒
0,346
0,173 0,173
-4,6
-3,4 -3,5 -3,6
-2,3 -2.2 -2.2
-2,0 -2.1 -2.1
0,346
0,346
-4,6
-3,0 -3,2 -3,3
-4.2 -4.3 -4,3

Nodul	I	II	III	IV	V
1	+ 6,6	+ 7,6	+ 8,8	+ 9,5	+ 9,6
2	+ 9,0	+ 9,7	+10,3	+10,5	
3	+12,5	+11,9	+11,5	+11,6	
5	+ 3,1	+ 5,1	+ 6,1	+ 6,3	
6	+ 7,0	+ 7,9	+ 8,2	+ 8,3	
7	+10,8	+ 9,8	+ 9,7	+ 9,8	
9	− 0,4	+ 0,4	+ 0,5	+ 0,4	
10	+ 0,1	+ 0,5	+ 0,4	+ 0,4	
11	+ 0,6	+ 0,4	+ 0,4	+ 0,5	
13	− 3,9	− 5,0	− 5,6	− 5,9	− 6,0
14	− 6,8	− 7,5	− 7,7	− 7,8	
15	− 9,7	− 9,2	− 9,0	− 9,0	
17	− 7,4	− 8,7	− 9,3	− 9,5	
18	− 9,4	− 9,9	−10,0	−10,1	
19	−11,1	−11,0	−10,8	−10,8	
21	−11,0	−11,8	−12,1	−12,2	
22	−12,0	−12,3	−12,4	−12,4	
23	−13,1	−12,8	−12,7	−12,7	

Fig. 11

Se înscrie în tabelă pe coloana a doua noua valoare $T_2 = + 9{,}7°$.

Calculul urmează în același mod, folosind totdeauna din tabelă ultimele valori calculate pentru temperaturile la noduri. Iterația se încheie cînd valorile de pe două coloane succesive ajung să difere între ele cu cantități neglijabile. În cazul nostru, după trei cicluri complete diferențele între coloanele III și IV au rămas sub 0,2° la toate nodurile, cu excepția nodurilor 1 și 13, pentru care de aceea s-a mai efectuat o corectare în plus, înregistrată în coloana V.

Valorile finale ale temperaturilor sînt cele din coloana IV, iar pentru nodurile 1 și 13 cele din coloana V. Variația temperaturilor la fața interioară a peretelui este reprezentată în figura 12.

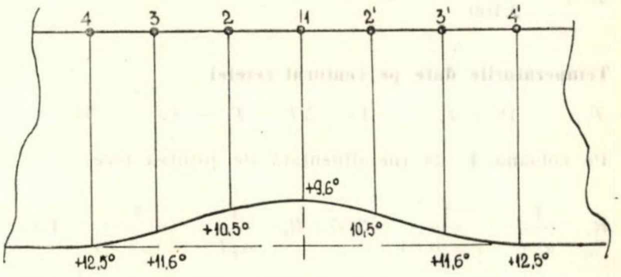


Fig. 12

V. CÎMPURI TERMICE OMOGENE

Cînd elementul considerat este format dintr-un singur material (fig. 13), atunci coeficienții K_{jk} ai tuturor elementelor

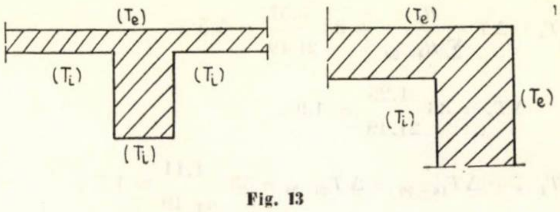

(T_e)
(T_i)
(T_i)
(T_i)
(T_e)
(T_e)
(T_i)

Fig. 13

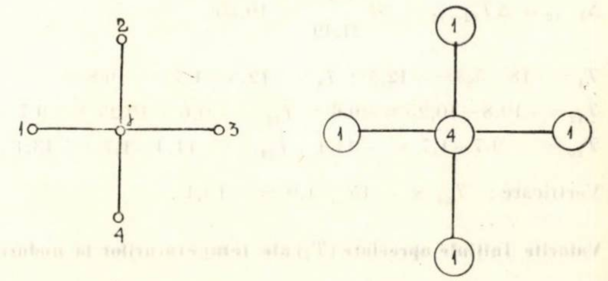

2
1
j
3
4
a.
1
1
4
1
1
b.

Fig. 14

rețelei înlocuitoare sînt egali. Suma lor în jurul unui nod curent j (fig. 14) este:

$$\sum K_{jk} = K_{j1} + K_{j2} + K_{j3} + K_{j4} = 4K.$$

Cu aceasta, ecuația de condiție a nodului j (v. tabela 2):

$$T_j \sum K_{jk} - \sum K_{jk} T_k = 0$$

devine:

$$T_j (4K) - \sum K T_k = 0$$

sau:

$$4 T_j - \sum_{k=1}^{4} T_k = 0$$

Coeficienții de transmitere sînt toți egali și au valoarea $t_{kj} = +0{,}25$. Operatorul de transmiteri este cel din figura 14 b.

La aceeași ecuație se ajunge pornind de la ecuația diferențială a cîmpului termic (ecuația lui Laplace):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0.$$

Înlocuirea în calcul a cîmpului termic continuu real printr-o rețea de elemente finite corespunde înlocuirii ecuației diferențiale de mai sus prin ecuația cu diferențe finite:

$$\frac{\Delta^2 T}{\Delta x^2} + \frac{\Delta^2 T}{\Delta y^2} = 0,$$

unde, în cazul rețelei pătrate: $\Delta x = \Delta y = l$ (latura ochiului rețelei).

Cu notațiile din figura 14 a [12]:

$$\frac{\Delta^2 T}{\Delta x^2} = \frac{(T_1 - T_j) - (T_j - T_3)}{l^2} = \frac{T_1 - 2\,T_j + T_3}{l^2},$$

$$\frac{\Delta^2 T}{\Delta y^2} = \frac{(T_2 - T_j) - (T_j - T_4)}{l^2} = \frac{T_2 - 2T_j + T_4}{l^2}.$$

Însumînd, avem:

$$\frac{\Delta^2 T}{\Delta x^2} + \frac{\Delta_2 T}{\Delta y^2} = \frac{1}{l^2}(-4\,T_j + T_1 + T_2 + T_3 + T_4) = 0$$

sau:

$$4\,T_j - (T_1 + T_2 + T_3 + T_4) = 0$$

(s-a regăsit aceeași ecuație).

Similar, pentru cîmpurile termice spațiale, pornind de la ecuația diferențială:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0$$

se ajunge la ecuația de nod:

$$6\,T_j - \sum_{k=1}^{6} T_k = 0$$

respectiv la operatorul de transmiteri din figura 15.

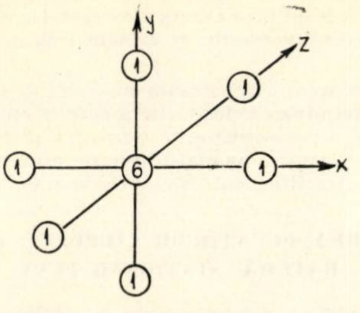


Fig. 15

Bibliografie

[1] Agent R.: *Sisteme reticulare nedeterminate*. București, Ed. tehnică, sub tipar.
[2] Allen D. N. de G.: *Relaxation methods in engineering and science*. New York, 1954
[3] Allen D. N. de G., Severn R. T.: *The application of relaxation methods to the solution of non-elliptic partial differential equations. I. The heat-conduction equation*. Quart. Journ. Mech. and Appl. Math., 1951, pag. 209–222.
[4] Boelter L. M. K., Tribus M.: *Numerical solutions for thermal systems*. Numerical methods of analysis in engineering – successive corrections, New York, 1949
[5] Dimitriu-Vîlcea E.: *Îndrumător pentru proiectarea și încercarea izolării termice și fonice în construcții*. București, Ed. tehnică, 1968.
[6] Dusinberre G. M.: *Numerical methods for transient heat flow*. Transactions A.S.M.E., nov. 1945
[7] Dusinberre G. M.: *Two problems in building heating solved numerically*. Numerical methods of analysis in engineering – successive corrections, New York, 1949.
[8] Emmons H. W.: *The numerical solution of heat-conduction problems*. Transactions A.S.M.E., 1943, pag. 607–612.
[9] Fokin K. F.: *Stroitelnaia teplotehnika ograjdaiușcih ciastei zdanii*. Moscova, 1954.
[10] Georgescu St., Dimitriu-Vîlcea E., Bocancea A.: *Izolarea termică a clădirilor*. București, Ed. tehnică, 1961
[11] Kani G.: *Die Berechnung mehrstöckiger Rahmen*. Stuttgart, 1949.
[12] Soare M.: *Aplicarea ecuațiilor cu diferențe finite la calculul plăcilor curbe subțiri*. București, Ed. Acad. 1959.
[13] Southwell R. V.: *Relaxation methods in engineering science*. Oxford, 1940.
[14] Southwell R. V.: *Relaxation methods in theoretical physics*. Oxford, 1946.
[15] Thom A., Apelt C. J.: *Field computations in engineering and physics*. Londra, 1961.

Aplicarea metodei aproximațiilor succesive la calculul cîmpurilor de temperatură plane staționare

Ing. E. Dimitriu-Vîlcea
INCERC

I. INTRODUCERE

Ca urmare a neomogenității termice a elementelor de construcții cu alcătuire complexă, liniile fluxului termic și respectiv liniile izoterme nu-și mai păstrează paralelismul, prezentînd devieri față de direcția de transmisie termică și respectiv de suprafețele de echitemperatură perpendiculare pe acestea.

Datorită acestui fenomen, temperatura în interiorul și pe suprafața interioară a elementelor de construcții variază în plan sau în spațiu, ca de exemplu: la colțurile exterioare, la îmbinările între pereții exteriori cu planșeele și cu pereții interiori, la nervurile de pe conturul ferestrelor și la nervurile de legătură din cîmpul pereților exteriori, care sînt confecționate de regulă din beton armat greu, material bun conducător de căldură.

Determinarea distribuției acestor temperaturi se face prin calculul cîmpului de temperatură.

Acest calcul are o importanță mare din punct de vedere termotehnic, deoarece permite stabilirea exactă a acțiunii neomogenităților bune conducătoare de căldură de coborîre a temperaturii de pe suprafața interioară a elementelor de construcție și deci luarea de măsuri pentru împiedicarea apariției condensului datorat coborîrii temperaturii sub punctul de condensare.

Pe baza cîmpului de temperatură se poate stabili și capacitatea de izolare termică exactă a elementelor de construcție exterioare și deci pierderile de căldură reale prin aceste elemente.

Acest calcul are și o importanță din punct de vedere tehnic, permițînd determinarea eforturilor provenite din temperatură în elementele de construcție de rezistență și deci luarea de măsuri pentru evitarea apariției fisurilor provenite din dilatațiile și contracțiile datorate variațiilor de temperatură.

II. STABILIREA ECUAȚIILOR CÎMPULUI DE TEMPERATURĂ STAȚIONAR PLAN

Pentru simplificarea calculelor, se consideră cazul cîmpului de temperatură staționar plan, admițînd lungimea elementelor de construcție infinită, astfel încît distribuția temperaturii în toate suprafețele paralele cu secțiunea transversală, care limitează porțiunea elementului de construcție analizat, este aceeași.

A. Cazul elementelor de construcție omogene

Fie cazul unui corp omogen cu coeficientul de conductivitate termică λ, din care se separă un element infinit mic cu laturile *dx*, *dy*, *dz* (fig. 1)

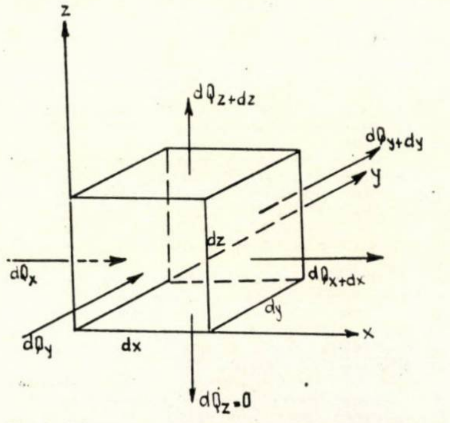


Fig. 1. Schema pentru stabilirea ecuației diferențiale a cîmpului de temperatură staționar plan

Cantitatea de căldură care intră în acest volum elementar în lungul axei $x-x$ prin suprafața *dy*, *dz* se exprimă prin formula :

$$dQ_x = -\lambda \frac{\partial \vartheta_{x,y}}{\partial x} dy\, dz, \tag{1}$$

iar cantitatea de căldură care iese pe suprafața opusă :

$$dQ_{x+dx} = -\lambda \frac{\partial \vartheta_{x+dx.y}}{\partial x} dy\, dz.$$

Deoarece

$$\vartheta_x + d_{x,y} = \vartheta_{x,y} + \frac{\partial \vartheta_{x,y}}{\partial x} ax$$

și

$$\frac{\partial \vartheta_x + \mathrm{d}_{x,y}}{\partial x} = \frac{\partial \vartheta_{x,y}}{\partial x} + \frac{\partial^2 \vartheta_{x,y}}{\partial x^2} dx,$$

atunci

$$dQ_{x+dx} = -\lambda \frac{\partial \vartheta_{x,y}}{\partial x} dy\, dz - \lambda \frac{\partial^2 \vartheta_{x,y}}{\partial x^2} dx\, dy\, dz \tag{2}$$

Analog pe direcția $y-y$ se obține

$$dQ_y = -\lambda \frac{\partial \vartheta_{x.y}}{\partial y} dx\, dy \tag{3}$$

$$dQ_{y+dy} = -\lambda \frac{\partial \vartheta_{x,y}}{\partial y} dx\, dz - \lambda \frac{\partial^2 \vartheta_{x,y}}{\partial y^2} dx\, dy\, dz. \tag{4}$$

La stabilirea regimului termic în cîmp se poate scrie următoarea egalitate, în ipoteza că fluxul termic care trece în lungul axei *z* este nul :

$$dQ_x - dQ_{x+dx} + dQ_y - dQ_{y+dy} = 0. \tag{5}$$

După înlocuirea valorilor fluxurilor de căldură și reducerile corespunzătoare se obține execuția diferențială a cîmpului de temperatură în corpul omogen :

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} = 0. \tag{6}$$

Exprimată în diferențe finite, ecuația (6) devine :

$$\frac{\Delta^2 x \vartheta}{\Delta x^2} + \frac{\Delta_y^2 \vartheta}{\Delta y^2} = 0 \tag{6'}$$

pentru care, dacă se consideră suprapusă rețeaua de temperatură cu pasul Δx pe axa x și cu pasul Δy pe axa y, pe secțiunea elementului (fig. 2) există relațiile :

$$\Delta^2 x\, \vartheta = (\Delta x\, \vartheta)_1 - (\Delta x\, \vartheta)_2 = (\vartheta_{x+\Delta x,y} - \vartheta_{x,y}) -$$

$$-(\vartheta_{x,y} - \vartheta_{x-\Delta x,y}) = \vartheta_{x+\Delta x,y} - 2\vartheta_{x,y} + \vartheta_{x-\Delta x,y}$$

$$\Delta_y^2 \vartheta = \vartheta_{x,y+\Delta y} - 2\vartheta_{x,y} + \vartheta_{x,y-\Delta y}.$$

Introducînd aceste expresii în ecuația (6′) se obține ecuația :

$$\Delta y^2(\vartheta_{x+\Delta x,y} + \vartheta_{x+\Delta x,y}) - 2(\Delta x^2 + \Delta y^2)\vartheta_{x,y} +$$

$$+ \Delta x^2(\vartheta_{x,y+\Delta y} + \vartheta_{x,y-\Delta y}) = 0.$$

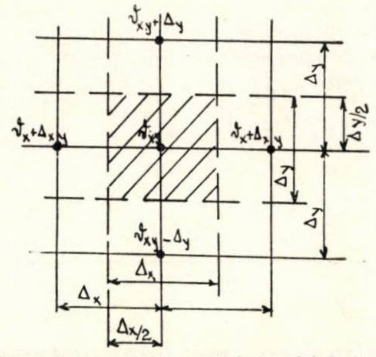


Fig. 2. Schema pentru calculul cîmpului de temperatură în peretele omogen în cazul rețelei cu pasul Δ_x pe axa x și Δ_y pe axa y

Din ecuația (6) rezultă temperatura în punctul x, y :

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\Delta y^2(\vartheta_{x+\Delta x,y} + \vartheta_{x-\Delta x,y}) + \Delta x^2(\vartheta_{x,y+\Delta y} + \vartheta_{x,y-\Delta y})}{2(\Delta y^2 + \Delta y^2)} \tag{7}$$

Se constată deci că într-un corp omogen, temperatura într-un punct x, y depinde de temperaturile din punctele vecine și de pasul (distanța) între acestea și punctul x, y.

Analog, ecuația diferențială a cîmpului de temperatură plan în regim staționar, în cazul general al unui element de construcție neomogen, este :

$$\frac{\partial}{\partial_x}\left(\lambda_x + \frac{\partial \vartheta}{\partial_x}\right) + \frac{\partial}{\partial_y}\left(\partial_y \frac{\partial \vartheta}{\partial_y}\right) = 0 \tag{8}$$

în care λ este o funcție continuă de x și y.

Exprimînd ecuația (7) în diferite finite se obține relația:

$$\frac{\Delta_x\left(\lambda_x \dfrac{\Delta_x \vartheta}{\Delta_x}\right)}{\Delta x} + \frac{\Delta_y\left(\lambda_y \dfrac{\Delta_x \vartheta}{\Delta y}\right)}{\Delta y} = 0. \qquad (8')$$

În cazul unui element de construcție neomogen, peste care se suprapune rețeaua de temperaturi cu pasul variabil $\Delta x_1, \Delta x_2 \ldots$ pe direcția axei $x-x$ și cu pasul variabil Δy_1, $\Delta y_2 \ldots$ pe direcția axei $y-y$ (fig. 3), fluxul de căldură unitar (în unitatea de timp) care vine de la punctul $x - \Delta, y$ la nodul x, y este:

$$Q_{x-\Delta,y} = (\vartheta_{x-\Delta,y} - \vartheta_{x,y})\,\Lambda_{x-\Delta,y}\,\frac{\Delta y_1 + \Delta y_2}{2}, \qquad (9)$$

în care

$\vartheta_{x-\Delta,y}$ și $\vartheta_{x,y}$ sînt temperaturile între punctele $x - \Delta, y$ și x, y,

$\Lambda_{x-\Delta,y} = \dfrac{1}{R_{x-\Delta y}}$ – coeficientul de permeabilitate termică a stratului de material între punctele

$$x - \Delta, y \text{ și } x, y$$

Analog se obține:

$$Q_{x+\Delta,y} = (\vartheta_{x+\Delta,y} - \vartheta_{x,y})\,\Lambda_{x-\Delta,y}\,\frac{\Delta y_1 + \Delta y_2}{2} \qquad (10)$$

$$Q_{x,y-\Delta} = (\vartheta_{x,y-\Delta} - \vartheta_{x,y})\,\Lambda_{x,y-\Delta}\,\frac{\Delta y_1 + \Delta x_2}{2} \qquad (11)$$

$$Q_{x,y+\Delta} = (\vartheta_{xy-\Delta} - \vartheta_{x,y})\,\Lambda_{x,y+\Delta}\,\frac{\Delta x_1 + \Delta x_2}{2}. \qquad (12)$$

Bilanțul termic al fluxurilor de căldură unitare permise sau transmise în modul x, y în regim staționar este:

$$Q_{x-\Delta,y} + Q_{x+\Delta,y} + Q_{x,y-\Delta} + Q_{x,y+\Delta} = 0$$

sau

$$(\Lambda_{x-\Delta,y}\,\vartheta_{x-\Delta,y} + \Lambda_{x+\Delta,y}\,\vartheta_{x+\Delta y})\,\frac{\Delta y_1 + \Delta y_2}{2} -$$

$$-\left[(\Lambda_{x-\Delta,y} + \Lambda_{x+\Delta,y})\,\frac{\Delta y_1 + \Delta y_2}{2} + \right.$$

$$\left. + (\Lambda_{x,y-\Delta} + \Lambda_{x,y+\Delta})\,\frac{\Delta x_1 + \Delta x_2}{2}\right]\tau_{x,y} +$$

$$+ (\Lambda_{x,y-\Delta}\,\vartheta_{x,y-\Delta} + \Lambda_{x,y+\Delta}\,\vartheta_{x,y+\Delta})\,\frac{\Delta x_1 + \Delta x_2}{2} = 0. \qquad (13)$$

Temperatura în punctul x, y din interiorul elementului, pentru rețeaua cu pasul variabil în ambele direcții x și y, rezultă:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y}\,\vartheta_{x,y-\Delta y}\,\Lambda_{x,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y})}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})}. \qquad (14)$$

În cazul cînd punctul x, y se află pe suprafața interioară (sau exterioară) a elementului de construcție (fig. 4) ecuația este:

$$0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,[\alpha_{i(e)}\,(t_{i(\epsilon)} - \vartheta_{x,y}) + \Lambda_{x,y+\Delta y}\,(\vartheta_{x,y} - \vartheta_{x,y+\Delta y})] + 0{,}5\,\Delta y\,[\Lambda_{x-\Delta x,y}\,(\vartheta_{x,y} - \vartheta_{x-\Delta x,y}) + \Lambda_{x+\Delta x,y}\,(\vartheta_{x,y} - \vartheta_{x+\Delta x,y}) = 0 \qquad (15)$$

de unde temperatura în punctul x, y rezultă:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(\epsilon)}\,t_{i(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y})}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})}. \qquad (16)$$

Ecuația generală (14) se poate scrie sub forma:

$$\vartheta_{x,y} = r_{x,y-\Delta x}\,\vartheta_{x,y-\Delta y} + r_{x,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y} + r_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + r_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y}. \qquad (14')$$

În formula (14′) coeficienții r reprezintă coeficienții de repartiție a temperaturilor din punctele vecine în punctul x, y, în care

$$r_{x,y-\Delta y} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,\Lambda_{x,y-\Delta y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 - \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (14'a)$$

$$r_{x,y+\Delta y} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,\Lambda_{x,y+\Delta y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (14'b)$$

$$r_{x-\Delta x,y} = \frac{0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,\Lambda_{x-\Delta x,y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (14'c)$$

$$r_{x+\Delta x,y} = \frac{0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,\Lambda_{x+\Delta x,y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Delta y_1 + \Delta y_2)\,(\Lambda_{x-\Delta y,x} + \Lambda_{y+\Delta y,x})}. \qquad (14'd)$$

Ecuația generală (16) se poate scrie sub forma următoare:

$$\vartheta_{x,y} = r_{i(\epsilon)}\,t_{i(\epsilon)} + r_{x\,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y} + r_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + r_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y} \qquad (16')$$

în care

$$r_{i(\epsilon)} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,\alpha_{i(e)}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (16'a)$$

$$r_{x,y+\Delta y} = \frac{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,\Lambda_{x,y+\Delta y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (16'b)$$

$$r_{x-\Delta x,y} = \frac{0{,}5\,\Delta y\,\Lambda_{x-\Delta x,y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(e)} + \Lambda_{x,y} + \Delta_y) + 0{,}5\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \qquad (16'c)$$

$$r_{x+\Delta x,y} = \frac{0{,}5\,\Delta y\,\Lambda_{x+\Delta x,y}}{0{,}5\,(\Delta x_1 + \Delta x_2)\,(\alpha_{i(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})}. \qquad (16'd)$$

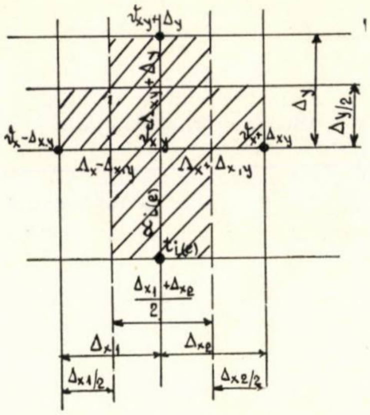


Fig. 3. Schema pentru calculul temperaturii într-un element de construcţie neomogen cu ajutorul unei reţele de cîmp de temperatură dreptunghiulare

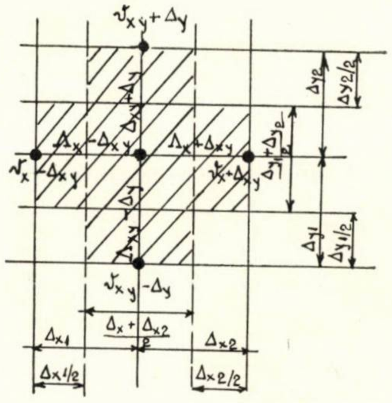


Fig. 4. Schema pentru calculul temperaturii pe suprafaţa unui element de construcţii neomogen cu ajutorul unei reţele de cîmp de temperatură dreptunghiulare

Din formulele (14′) şi (16′) rezultă că, în cazul general, temperatura într-un punct x, y depinde de temperaturile din punctele vecine, care se transmit în nodul x, y proporţional cu coeficienţii de repartiţie r.

Cazuri particulare

În expresiile de mai sus se pot deosebi următoarele cazuri de calcul al permeabilităţii termice între două puncte:

— cazul în care între noduri se află numai un singur material (fig. 5 a):

$$\Lambda = \frac{\lambda}{d}\,\frac{\Delta'}{\Delta}\ (\text{kcal/m}^2\,\text{hgrd}) \qquad (17)$$

în care

d este grosimea materialelor de construcţie între cele două noduri vecine, în m;
Δ' — lăţimea porţiunii în care se produce transmisia căldurii între cele două noduri vecine, în m;
Δ — pasul etalon al reţelei, în m;
λ — coeficientul de conductivitate termică a materialului de construcţie, în kcal/mhgrd;

— cazul în care între noduri se află mai multe straturi cu materiale omogene, perpendiculare pe direcţia de transmisie a căldurii (fig. 5 b):

$$\Lambda = \frac{1}{\dfrac{d_1}{\lambda_1}+\dfrac{d_2}{\lambda_2}+\dfrac{d_3}{\lambda_3}}\,\frac{\Delta'}{\Delta}\ (\text{kcal/m}^2\text{hgrd}). \qquad (18)$$

în care

d_1, d_2, d_3 sînt grosimile straturilor cu materiale de construcţie omogene, situate între cele două noduri vecine, în m;
λ_1, λ_2, λ_3 — coeficienţii de conductivitate termică ai materialelor de construcţie situate între cele două noduri vecine în kcal/mhgrd;

— cazul în care nodul cu temperatura $\vartheta_{x,y}$ se află pe graniţa dintre două materiale de construcţie diferite, omogene şi de lăţimi inegale (fig. 5 c):

$$\Lambda = \left[a\,\frac{\lambda_1}{d} + (1-a)\,\frac{\lambda_2}{d}\right]\frac{\Delta'}{\Delta}\ (\text{kcal/m}^2\text{hgrd}), \qquad (19)$$

în care

λ_1, λ_2 sînt coeficienţii de conductivitate termică ai materialelor de construcţie, în kcal/mhgrd,
a — cota-parte din lăţimea porţiunii de material de construcţie neomogen, în care se produce transmisia căldurii între cele două puncte vecine şi care delimitează cele două materiale.

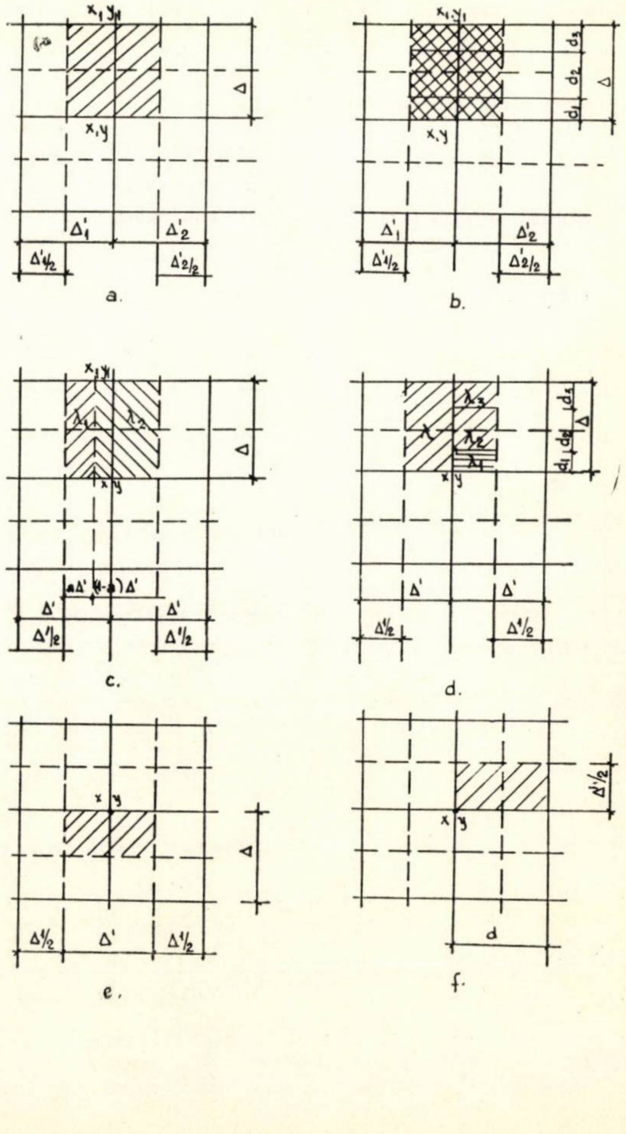
Pentru cazul în care graniţa cu nodul cu temperatura $\vartheta_{x,y}$ se află în mijlocul celor două materiale de construcţie formula (19) devine:

$$\Lambda = \frac{\lambda_1+\lambda_2}{2d}\cdot\frac{\Delta'}{\Delta}\ (\text{kcal/m}^2\text{hgrd})\,; \qquad (20)$$

— cazul în care nodul cu temperatura $\vartheta_{x,y}$ se află pe graniţa dintre materialele de construcţie diferite neomogene şi de lăţimi inegale (fig. 5 d):

$$\Lambda = [a\Lambda_1 + (1-a)\,\Lambda_2]\,\frac{\Delta'}{\Delta}\ (\text{kcal/m}^2\,\text{hgrd}) \qquad (21)$$

Fig. 5. Schemele de calcul al coeficienţilor de permeabilitate termică între două noduri



în care

$$\Lambda_1 = \frac{\lambda}{d};\ \Lambda_2 = \frac{1}{\frac{\lambda_1}{d_1} + \frac{\lambda_2}{d_2} + \frac{\lambda_3}{d_3}}$$

unde

$\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ sînt coeficienţii de conductivitate termică a diferitelor materiale de construcţie, în kcal/mhgrd;

d_1, d_2, d_3 — grosimile diferitelor straturi de materiale de construcţie, în m;

— cazul în care nodul cu temperatura $\vartheta_{x,y}$ se află pe suprafaţa elementului de construcţie şi între noduri se află numai un singur material (fig. 5 e)

$$\Lambda = \frac{2\lambda}{a}\,\frac{\Delta'}{\Delta}\ \text{(kcal/m}^2\text{hgrd)}, \tag{22}$$

iar în cazul transmiterii între nodul cu temperatura $\vartheta_{x,y}$ şi aerul înconjurător (fig. 5 f):

$$\Lambda = \alpha_{i\,(e)}\frac{\Delta'}{\Delta}\ \text{(kcal/m}^2\text{hgrd)}. \tag{23}$$

În cazul în care reţeaua are pasul constant în direcţia orizontală şi respectiv verticală. adică $\Delta x_1 = \Delta x_2 = \Delta x$ şi $\Delta y_1 = \Delta y_2 = \Delta y$ formulele (13) şi (15) devin:

III. DETERMINAREA CÎMPULUI DE TEMPERATURĂ PRIN METODA APROXIMAŢIILOR SUCCESIVE

Ecuaţiile de bilanţ termic ale fluxurilor de căldură primite şi transmise în nodurile reţelei de temperaturi alcătuiesc condiţiile din care se determină necunoscutele sistemului respectiv de ecuaţii şi de aceea se numesc cu un termen general ecuaţii de condiţii.

Sistemul ecuaţiilor de condiţii constituie un sistem neomogen cu atîtea ecuaţii cîte necunoscute există.

Stabilirea cîmpului de temperatură rezidă în rezolvarea acestui sistem de ecuaţii liniare, necunoscutele fiind valorile temperaturii din nodurile reţelei.

Modul de obţinere a acestor necunoscute depinde de numărul necunoscutelor, iar la stabilirea numărului de ecuaţii trebuie să se ţină seamă de forma elementului de construcţie şi de exactitatea dorită a rezultatelor.

Procedeele de rezolvare matematică a sistemului de ecuaţii sînt: metoda rezolvării directe, metoda aproximaţiilor succesive sub formă clasică (Seidel) sau sub forma metodei relaxării (Southwell).

Dintre acestea, metoda aproximaţiilor succesive este cea mai accesibilă, celelalte două metode necesitînd un volum de muncă ce depăşeşte posibilităţile de calcul ingineresc obişnuit.

În metoda aproximaţiilor succesive, fiecare necunoscută principală se calculează în toate treptele de calcul din ecuaţiile de tipul următor:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\Delta x\,(\Lambda_{x,y-\Delta y}\,\vartheta_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y}) + \Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y})}{\Delta x\,(\Lambda_{x,y-\Delta y} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + \Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})} \tag{24}$$

şi respectiv:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\Delta x\,(\alpha_{i\,(e)}\,t_{i\,(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}\,\vartheta_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y}\,\vartheta_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y}\,\vartheta_{x+\Delta x,y})}{\Delta x\,(\alpha_{i\,(e)} + \Lambda_{x,y+\Delta y}) + 0{,}5\,\Delta y\,(\Lambda_{x-\Delta x,y} + \Lambda_{x+\Delta x,y})}. \tag{25}$$

Dacă materialul este şi omogen, adică

$$\Lambda_{x,y-\Delta y} = \Lambda_{x,y+\Delta y} = \frac{\lambda}{\Delta y}$$

$$\Lambda_{x-\Delta x,y} = \Lambda_{x+\Delta x,y} = \frac{\lambda}{\Delta x}$$

formula (24) se transformă în formula (7):

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\Delta x^2\,(\vartheta_{x,y-\Delta y} + \vartheta_{x,y+\Delta y}) + \Delta y^2\,(\vartheta_{x-\Delta x,y} + \vartheta_{x+\Delta x,y})}{2\,(\Delta x^2 + \Delta y^2)},$$

iar formula (25) devine:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\Delta x^2\left(\frac{\Delta y}{\lambda}\alpha_{i(e)}t_{i(e)} + \vartheta_{x,y+\Delta y}\right) + 0{,}5\,\Delta y^2\,(\vartheta_{x-\Delta x,y} + \vartheta_{x+\Delta,y})}{\Delta x^2\left(\alpha_{i\,(e)}\frac{\Delta y}{\lambda} + 1\right) + 0{,}5\,\Delta y^2}. \tag{26}$$

În cazul reţelei patratice $\Delta x = \Delta y = \Delta$, formulele (7) şi (24) devin:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\vartheta_{x,y-\Delta y} + \vartheta_{x,y+\Delta y} + \vartheta_{x-\Delta x,y} + \vartheta_{x+\Delta x,y}}{4} \tag{27}$$

şi respectiv:

$$\vartheta_{x,y} = \frac{\frac{\Delta}{\lambda}\,\alpha_{i(e)}\,t_{i(e)} + \vartheta_{x,y+\Delta y} + 0{,}5\,(\vartheta_{x-\Delta x,y} + \vartheta_{x+\Delta x,y})}{\frac{\Delta}{\lambda}\,\alpha_{i(e)} + 2}. \tag{28}$$

— pentru nodurile (j) din interiorul elementului de construcţie

$$\vartheta_j = \sum_{k=1}^{4} r_{jk}\,\vartheta_k \tag{29}$$

în care

r_{jk} este coeficientul de repartiţie a temperaturii de la punctele vecine (k), situate în interiorul elementului de construcţie la punctul (i), calculat cu ajutorul formulei:

$$r_{jk} = \frac{K_{jk}}{\Sigma k} = \frac{C\,\Lambda_{jk}}{\Sigma c\Lambda}, \tag{30}$$

unde

$C = \frac{\Delta_{jk}}{\Delta}$ este coeficientul egal cu raportul între lăţimea fîşiei de transmitere a temperaturilor din nodurile vecine (k) în nodul (j) — Δ_{jk} şi între pasul etalon al reţelei — Δ;

$K = \Sigma c\Lambda$ — suma produsului între coeficienţii C şi coeficienţii de permeabilitate termică Λ din nodurile vecine (k) în nodul (j);

— pentru nodurile (j) de pe suprafaţa interioară (exterioară) a elementului de construcţie:

$$\vartheta_j = r_{ji(e)}\,t_{i(e)} + \sum_{1}^{3} r_{jk}\,\vartheta_k \tag{31}$$

în care

$r_{ji(e)}$ este coeficientul de repartiţie a temperaturii de la aerul interior (exterior) la nodul (j) de pe suprafaţa interioară (sau exterioară) a elementului de construcţie, calculat după formula:

$$r_{ji(e)} = \frac{\alpha_{i(e)}}{\Sigma c\Lambda}. \tag{32}$$

Aceste relații arată cum se poate stabili valoarea $\vartheta_{x,y}$, cînd se cunosc valorile $\vartheta_{x-\Delta x,y}$, $\vartheta_{x+\Delta x,y}$, $\vartheta_{x,y-\Delta y}$, $\vartheta_{x,y+\Delta y}$ și termenul liber $t_{i(e)}$.

Termenii r_{jk} constituie coeficienții de repartiție în nodul (j) a influenței temperaturilor din nodurile vecine (k).

Metoda de calcul a valorii $\vartheta_{x,y}$ prin aproximații succesive constă în următoarele:

Fie $\vartheta^{\circ}_{x,y}$ $(x, y = 1, 2, 3\ldots)$ valorile aproximate inițial ale temperaturilor în toate nodurile. Ele nu vor satisface în general sistemul format din ecuațiile de tipul (29) și (30). Cu ajutorul formulelor (29) și (30) se calculează valorile temperaturilor în toate nodurile rețelei, în care în membrul din dreapta se introduc valorile $\vartheta^{\circ}_{x,y}$.

Se obțin valorile $\vartheta'_{x,y}$ $(x, y = 1, 2, 3\ldots)$ care nu vor satisface nici ele în general sistemul format din ecuațiile de tipul (29) și (30); o a doua aproximație $\vartheta^{2}_{x,y}$ $(x, y = 1, 2, 3\ldots)$ se obține introducînd în ecuațiile (29) și (30) valorile $\vartheta^{1}_{x,y}$.

Valorile temperaturilor în toate nodurile se calculează succesiv, pînă ce pentru fiecare punct valorile succesive $\vartheta^{k}_{x,y}$ $\vartheta^{k-1}_{x,1}$ vor diferi între ele în limitele aproximației dorite și deci în fiecare nod al rețelei, temperaturile $\vartheta^{k}_{x,y}$ vor satisface sistemul de ecuații (29) și (30).

În metoda aproximațiilor succesive, necunoscuta principală se află totdeauna în ecuația respectivă.

Pentru obținerea temperaturilor aproximate de ordinul K se poate proceda în două moduri și anume:

— Introducînd în membrii din dreapta ai tuturor ecuațiilor aproximațiile de ordinul $(K-1)$.

— Introducînd în membrii din dreapta aproximațiile de ordinul $(K-1)$ pentru valorile necunoscutelor necalculate încă și aproximațiile de ordinul (K) pentru valorile necunoscutelor calculate precedent; această variantă asigură o durată mai mică a calculului. Ultima valoare la care ne oprim reprezintă valoarea finală a necunoscutei respective. Dezavantajul este că se operează mereu cu valori de același ordin de mărime.

În locul valorilor totale ale cunoscutelor se pot introduce în ecuațiile (29) și (30) la fiecare treaptă de calcul numai corecțiile $\Delta\vartheta^{1}_{x,y} = \vartheta^{1}_{x,y} - \overset{\circ}{\vartheta}_{x,y}$, $\Delta\vartheta^{2}_{x,y} = \vartheta^{2}_{x,y} - \vartheta^{1}_{x,y}\ldots$ Astfel o dată calculate în treapta primă de calcul temperaturile $\vartheta^{1}_{x,y}$ în funcție de temperaturile $\overset{\circ}{\vartheta}_{x,y}$, în treapta următoare de calcul nu se mai introduc valorile $\vartheta^{1}_{x,y}$, ci numai corecțiile $\Delta\vartheta^{1}_{x,y} = \vartheta^{1}_{x,y} - \overset{\circ}{\vartheta}_{x,y}$, calculîndu-se valorile care reprezintă a doua corecție. Calculul se continuă pînă cînd corecțiile $\Delta\vartheta^{k}_{x,y}$ devin neglijabile.

Rezultatul final al calculului va fi următorul:

$$\vartheta_{x,y} = \overset{\circ}{\vartheta}_{x,y} + \Delta\vartheta^{1}_{x,y} + \Delta\vartheta^{2}_{x,y} + \cdots \qquad (33)$$

Această variantă are avantajul că se operează cu valori din ce în ce mai mici, care indică treapta de încetare a calculelor.

Durata calculului depinde în mod direct de alegerea justă a valorilor inițiale ale temperaturilor.

Pe contur **valorile** $t_{i(e)}$ sînt cunoscute și constante, astfel încît **corecțiile** $\Delta\vartheta_{x,y}$ pe contur sînt nule.

O importanță esențială asupra rapidității convergenței operațiilor o constituie alegerea unor valori inițiale cît mai apropiate de cele reale, alegere ce depinde de intuiția și experiența calculatorului.

Pentru trecerea la o rețea mai fină de noduri în interiorul unei rețele cu pasul mai mare, valorile temperaturilor din nodurile rețelei vechi pot fi adoptate ca valori inițiale, pentru aproximațiile succesive în noua rețea. Valorile inițiale în noua rețea se pot determina prin interpolare.

În metoda aproximațiilor succesive, verificarea convergenței se poate face practic numai pe bază de condiții puse coeficienților necunoscutelor.

Pentru ca să existe convergență, valoarea coeficientului necunoscutei principale din fiecare ecuație a sistemului trebuie să fie mai mare în valoare absolută decît suma valorilor absolute ale coeficienților celorlalte necunoscute din ecuație, adică în fiecare nod (j) suma valorilor absolute ale coeficienților de repartiție a temperaturilor spre nodul (j) trebuie să fie mai mică decît unitatea:

$$|1| > \sum_{k \neq 1} |r_{jk}|.$$

În cazul utilizării aproximațiilor succesive acest criteriu nu este îndeplinit, deoarece suma valorilor absolute ale coeficienților de repartiție a temperaturilor spre nod este egală cu unitatea:

$$|1| = \sum_{k \neq 1} |r_{jk}| \qquad (34)$$

și deci acest criteriu în cazul de față nu precizează nimic.

Alt criteriu de convergență mai precis este criteriul Wittmeyer generalizat, potrivit căruia iterația converge dacă în toate ecuațiile $\Sigma\,|\gamma_{jk}| = 1$ și cel puțin în una din ecuații

$$\Sigma\,|\gamma_{pk}| < 1 \qquad (35)$$

(în cazul de față ecuațiile pentru nodurile perimetrale).

Pe baza temperaturilor de pe suprafața interioară a elementului de construcție, calculate prin metoda aproximațiilor succesive, se poate stabili rezistența la transmisia termică R_0 a elementului de construcție

$$R_0 = \frac{t_i - t_e}{\sum\limits_{1}^{n} \alpha_{in}\,(t_i - \vartheta_{in})}\ (\mathrm{m^2hgrd/kcal}), \qquad (36)$$

în care

α_{in} este coeficientul de schimb de căldură la suprafața interioară a elementului de construcție în punctul (n), în kcal/m²hgrd;

ϑ_{in} — temperatura pe suprafața interioară a elementului de construcție în punctul (n), în °C.

Un exemplu de calcul al cîmpului de temperatură plan staționar cu ajutorul metodei aproximațiilor succesive este dat în anexă.

ÎNCHEIERE

Aplicarea metodei aproximațiilor succesive la calculul cîmpurilor de temperatură în elementele de construcție permite asigurarea unei proiectări corecte din punct de vedere termotehnic a îmbinărilor acestor elemente în locurile așa-numitelor „punți termice", care reprezintă cele mai periculoase porțiuni în procesul exploatării clădirilor.

Lucrarea de față ilustrează eficiența metodei aproximațiilor succesive în cercetarea problemelor termotehnice concrete, contribuind la proiectarea corectă a elementelor de construcție pe bază de date științifice.

Anexă

Exemplu de calcul

Fie de stabilit prin metoda aproximațiilor succesive cîmpul de temperatură plan staționar în cazul îmbinării între peretele exterior și cel interior la o clădire din panouri mari, îmbinare indicată în figura 6.

Panoul mare de perete exterior este din beton armat în trei straturi: un strat termoizolator median din plăci semirigide și cu două straturi — exterior și interior — din beton armat.

Panoul mare de perete interior este omogen, confecționat din beton armat.

Caracteristicile termotehnice ale materialelor utilizate la alcătuirea panourilor mari sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Nr. crt.	Denumirea materialului	Densitatea aparentă ρ (kg/m³)	Conductivitatea termică de calcul λ (kcal/mhgrd)
1	Beton armat prefabricat	2 500	1,500
2	Beton armat turnat	2 400	1,400
3	Plăci semirigide de vată minerală	350	0,075

Tabela 2

Coeficienţii de permeabilitate termică „Λ“ între noduri

Nr. nod	Simbolul Λ	Formula	Valoarea kcal/m².h.grd
1	Λ_{1-2}	$\frac{1{,}5}{0{,}07}$	10,7
	Λ_{1-10}	$\frac{1{,}5}{0{,}055}\times\frac{7}{5{,}5}$	34,8
	Λ_{1-0}	$20\,\frac{7}{5{,}5}$	25,5
2	Λ_{2-3}	$\frac{1{,}5}{0{,}055}\times\frac{2{,}75}{5{,}5}$	13,65
	Λ_{2-e}	$20\,\frac{6{,}25}{5{,}5}$	22,7
3	Λ_{3-12}	$\frac{1}{\frac{0{,}05}{1{,}5}+\frac{0{,}005}{0{,}075}}$	10,0
	Λ_{3-e}	–	20,0
10	Λ_{10-11}	$0{,}409\times21{,}4+\frac{0{,}591}{\frac{0{,}06}{1{,}5}+\frac{0{,}01}{0{,}075}}$	12,2
11	Λ_{11-2}	$(0{,}6\times10+0{,}4\times27{,}3)\frac{6{,}25}{5{,}5}$	19,2
	Λ_{11-12}	$0{,}409\times27{,}3+0{,}591\times\frac{0{,}075}{0{,}055}$	12,0
	Λ_{11-20}	$(0{,}4\times27{,}3+0{,}6\times1{,}363)\frac{6{,}25}{5{,}5}$	13,24
12	Λ_{12-21}	$\frac{0{,}075}{0{,}055}$	1,365
19	Λ_{19-10}	$\frac{1{,}5}{0{,}055}\times\frac{7}{5{,}5}$	34,8
	Λ_{19-20}	$0{,}364\times\frac{0{,}075}{0{,}07}+0{,}136\times\frac{1{,}4}{0{,}07}+0{,}5\times7{,}8$	6,0
	Λ_{19-28}	$\frac{1}{\frac{0{,}02}{0{,}075}+\frac{0{,}035}{1{,}4}}\times\frac{7}{5{,}5}$	4,35
20	Λ_{20-11}	$11{,}74\times\frac{6{,}25}{5{,}5}$	13,34
	Λ_{20-21}	$0{,}863\times1{,}365+0{,}137\times\frac{1{,}4}{0{,}055}$	4,68
	Λ_{20-29}	$3{,}42\times\frac{6{,}25}{5{,}5}$	3,89
21	Λ_{21-22}	$\frac{0{,}364}{\frac{0{,}045}{0{,}075}+\frac{0{,}01}{1{,}5}}+\frac{0{,}136}{\frac{0{,}045}{1{,}4}+\frac{0{,}01}{1{,}5}}+0{,}5\times1{,}365$	4,78
	Λ_{21-30}	$3{,}42\times\frac{5{,}5}{5{,}5}$	3,42
22	Λ_{22-23}	$0{,}5\times1{,}365+0{,}5\times27{,}3$	14,34
	Λ_{22-31}	$\frac{0{,}318}{\frac{0{,}02}{0{,}075}+\frac{0{,}035}{1{,}4}}+0{,}68\times27{,}3$	19,7
23	Λ_{23-24}	$0{,}5\times1{,}965+0{,}5\times27{,}3$	14,34
	Λ_{23-32}	$\frac{1{,}5}{0{,}055}$	27,3
	Λ_{28-29}	$\frac{1{,}4}{0{,}07}$	20,0
	Λ_{28-37}	$\frac{1{,}4}{5{,}5}\times\frac{7}{5{,}5}$	28,9
29	Λ_{29-30}	$\frac{1{,}4}{0{,}055}$	25,45
30	Λ_{30-31}	$\frac{1}{\frac{0{,}045}{1{,}4}+\frac{0{,}01}{1{,}5}}$	25,8
31	Λ_{31-40}	$0{,}318\times25{,}45+0{,}682\times27{,}3$	26,7
37	Λ_{37-38}	$\frac{1{,}4}{0{,}07}$	20
38	Λ_{38-39}	$25{,}45\times\frac{2{,}75}{5{,}5}$	12,32
	Λ_{38-i}	α_e	5
39	Λ_{39-40}	$\frac{1}{\frac{0{,}045}{1{,}4}+\frac{0{,}01}{1{,}5}}\times\frac{2{,}75}{5{,}5}$	12,9
	Λ_{39-i}	α_i	5,5
40	Λ_{40-40}	$27{,}3\,\frac{2{,}75}{5{,}5}$	13,65
	Λ_{40-i}	α_i	6
41	Λ_{41-42}	$27{,}3\,\frac{2{,}75}{5{,}5}$	13,65
	Λ_{31-i}	α_i	6,5
42	Λ_{42-43}	$27{,}3\,\frac{2{,}75}{5{,}5}$	13,65
	Λ_{42-i}	α_i	7
46	Λ_{46-47}	$\frac{1{,}4}{0{,}07}$	20
	Λ_{46-48}	$\frac{1}{\frac{0{,}045}{1{,}4}+\frac{0{,}01}{1{,}5}}\times\frac{7}{5{,}5}$	32,8
47	Λ_{47-49}	$25{,}8\,\frac{2{,}75}{5{,}5}$	16,35
	Λ_{47-i}	α_i	6,5
48	Λ_{48-49}	$0{,}318\times20+0{,}682\times\frac{1{,}5}{0{,}07}$	20,96
	Λ_{42-50}	$\frac{1{,}5}{0{,}055}\times\frac{7}{5{,}5}$	34,7
49	Λ_{49-51}	$27{,}3\,\frac{3{,}5}{5{,}5}$	17,37
	Λ_{49-i}	α_i	6
50	Λ_{50-51}	$\frac{1{,}5}{0{,}067}$	21,43
51	Λ_{51-i}	α_i	6,5
53	Λ_{53-52}	$\frac{1{,}7}{0{,}07}$	21,49
	Λ_{53-i}	α_i	7

Tabela 3

Coeficienții de repartiție „r“ a temperaturilor

Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea	Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea	Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea
1	r_{1-2}	$\frac{10{,}7}{81{,}7}$	0,131	22	r_{22-13}	$\frac{1{,}365}{40{,}17}$	0,034		r_{40-i}	$\frac{6}{59{,}25}$	0,101
	r_{1-10}	$\frac{34{,}8}{81{,}7}$	0,426		r_{22-23}	$\frac{14{,}34}{40{,}17}$	0,357		r_{40-39}	$\frac{12}{59{,}25}$	0,218
	r_{1-e}	$\frac{25{,}5}{81{,}7}$	0,312		r_{22-31}	$\frac{19{,}7}{40{,}17}$	0,490	41	r_{41-32}	$\frac{27{,}3}{61{,}14}$	0,447
2	r_{2-1}	$\frac{10{,}7}{66{,}25}$	0,162		r_{22-21}	$\frac{4{,}78}{40{,}17}$	0,119		r_{41-42}	$\frac{13{,}65}{61{,}1}$	0,223
	r_{2-3}	$\frac{13{,}65}{66.25}$	0,206	23	r_{23-14}	$\frac{1{,}365}{57{,}25}$	0,204		r_{41-1}	$\frac{6{,}5}{61{,}1}$	0,107
	r_{2-11}	$\frac{19{,}2}{66{,}25}$	0,290		r_{23-24}	$\frac{14{,}34}{57{,}35}$	0,250	42	r_{42-33}	$\frac{27{,}3}{61{,}6}$	0,444
	r_{2-e}	$\frac{22{,}7}{66{,}25}$	0,343		r_{23-32}	$\frac{27{,}3}{57{,}35}$	0,476		r_{42-43}	$\frac{13{,}65}{61{,}6}$	0,221
3	r_{3-2}	$\frac{13{,}65}{57{,}3}$	0,238	28	r_{28-19}	$\frac{4{,}35}{76{,}75}$	0,057		r_{42-i}	$\frac{7}{61{,}6}$	0,114
	r_{3-12}	$\frac{10}{57{,}3}$	0,175		r_{28-29}	$\frac{20}{76{,}75}$	0,260	46	r_{46-37}	$\frac{32{,}4}{105{,}2}$	0,308
	r_{3-e}	$\frac{20}{57{,}3}$	0,349		r_{28-37}	$\frac{32}{76{,}75}$	0,423		r_{44-47}	$\frac{20}{105{,}2}$	0,190
10	r_{10-1}	$\frac{34{,}8}{93{,}98}$	0,370	29	r_{29-20}	$\frac{3{,}89}{78{,}24}$	0,050		r_{46-48}	$\frac{32{,}8}{105{,}2}$	0,312
	r_{10-11}	$\frac{12{,}18}{93{,}96}$	0,130		r_{29-30}	$\frac{25{,}45}{78{,}24}$	0,325	47	r_{47-38}	$\frac{16{,}2}{58{,}05}$	0,279
11	r_{11-2}	$\frac{19{,}2}{56{,}7}$	0,339		r_{29-38}	$\frac{28{,}9}{78{,}24}$	0,369		r_{47-i}	$\frac{5{,}5}{58{,}05}$	0,095
	r_{11-12}	$\frac{11{,}98}{56{,}7}$	0,211		r_{29-28}	$\frac{20}{78{,}24}$	0,256		r_{47-49}	$\frac{16{,}35}{58{,}05}$	0,282
	r_{11-20}	$\frac{13{,}34}{56{,}7}$	0,235	30	r_{30-21}	$\frac{3{,}42}{80{,}02}$	0,043		r_{47-46}	$\frac{20}{58{,}05}$	0,344
	r_{11-10}	$\frac{12{,}18}{56{,}7}$	0,215		r_{30-31}	$\frac{25{,}8}{80{,}02}$	0,321	48	r_{48-46}	$\frac{32.8}{109.42}$	0,299
12	r_{12-3}	$\frac{10}{35{,}33}$	0,283		r_{30-38}	$\frac{25{,}45}{80{,}02}$	0,318		r_{48-49}	$\frac{20{,}96}{109{,}42}$	0,192
	r_{12-13}	$\frac{11{,}98}{35.33}$	0,339	31	r_{31-22}	$\frac{19{,}7}{99.5}$	0,198		r_{48-50}	$\frac{34{,}7}{109{,}42}$	0,317
	r_{12-21}	$\frac{1{,}365}{35.33}$	0,039		r_{31-32}	$\frac{27{,}3}{99{,}5}$	0,274	49	r_{49-47}	$\frac{16{,}35}{60{,}68}$	0,269
	r_{12-11}	$\frac{11{,}98}{35{,}33}$	0,339		r_{31-40}	$\frac{26{,}7}{99{,}5}$	0,269		r_{49-i}	$\frac{6}{60{,}68}$	0,099
19	r_{19-10}	$\frac{34{,}8}{51{,}05}$	0,699		r_{31-30}	$\frac{25{,}8}{99{,}5}$	0,259		r_{49-50}	$\frac{17{,}37}{60{,}68}$	0,286
	r_{19-20}	$\frac{6}{51{,}05}$	0,118	32	r_{32-23}	$\frac{27{,}3}{109{,}2}$	0,250		r_{49-48}	$\frac{20{,}96}{60{,}68}$	0,346
	r_{19-28}	$\frac{4{,}35}{51{,}05}$	0,085	37	r_{37-28}	$\frac{32{,}4}{104{,}8}$	0,309	50	r_{50-48}	$\frac{34{,}7}{112{,}26}$	0,309

Tabela 3 (continuare)

Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea	Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea	Nr. nod	Simbolul	Formula	Valoarea
20	r_{20-11}	$\frac{13,34}{27,91}$	0,478		r_{37-38}	$\frac{20}{104,8}$	0,191		r_{50-51}	$\frac{21,43}{112,26}$	0,191
	r_{20-21}	$\frac{13.34}{27,91}$	0,478	38	r_{38-29}	$\frac{28,9}{82,82}$	0,348	51	r_{51-49}	$\frac{17,37}{62,67}$	0,28
	r_{20-21}	$\frac{4,68}{27,91}$	0,168		r_{38-39}	$\frac{12,72}{82.82}$	0,154		r_{51-i}	$\frac{6,5}{62,67}$	0,104
	r_{20-23}	$\frac{3,89}{27,91}$	0,139		r_{38-i}	$\frac{5}{82,82}$	0,06		r_{5-50}	$\frac{21,43}{62,67}$	0,342
	r_{20-19}	$\frac{6}{27,81}$	0,215		r_{38-48}	$\frac{16,2}{82,82}$	0,196	53	r_{53-51}	$\frac{17,37}{63,17}$	0,275
21	r_{21-12}	$\frac{1,365}{14,25}$	0,096		r_{38-31}	$\frac{20}{82,8}$	0,242		r_{53-i}	$\frac{7,8}{63,17}$	0,111
	r_{21-22}	$\frac{4,78}{14,25}$	0,335	39	r_{39-30}	$\frac{25,45}{56,57}$	0,450		r_{53-52}	$\frac{21,43}{63,17}$	0,339
	r_{21-30}	$\frac{3,42}{14,25}$	0,24		r_{39-40}	$\frac{12,9}{56,57}$	0,228				
	r_{21-20}	$\frac{4,68}{14,25}$	0,329		r_{39-i}	$\frac{15,5}{56,57}$	0,097				
					r_{39-33}	$\frac{12,72}{56,57}$	0,225				
				40	r_{40-31}	$\frac{26,7}{59,25}$	0,451				
					r_{40-41}	$\frac{13,65}{59,25}$	0,230				

Condiţiile climatului interior şi exterior sînt următoarele:

— temperatura aerului interior + 20°C;
— temperatura aerului exterior — 20°C.

Calculul coeficienţilor de permeabilitate termică Λ se efectuează cu ajutorul formulelor (17)...(23), rezultatul fiind arătat în tabela 2 (vezi pag. 583) şi grafic în figura 7.

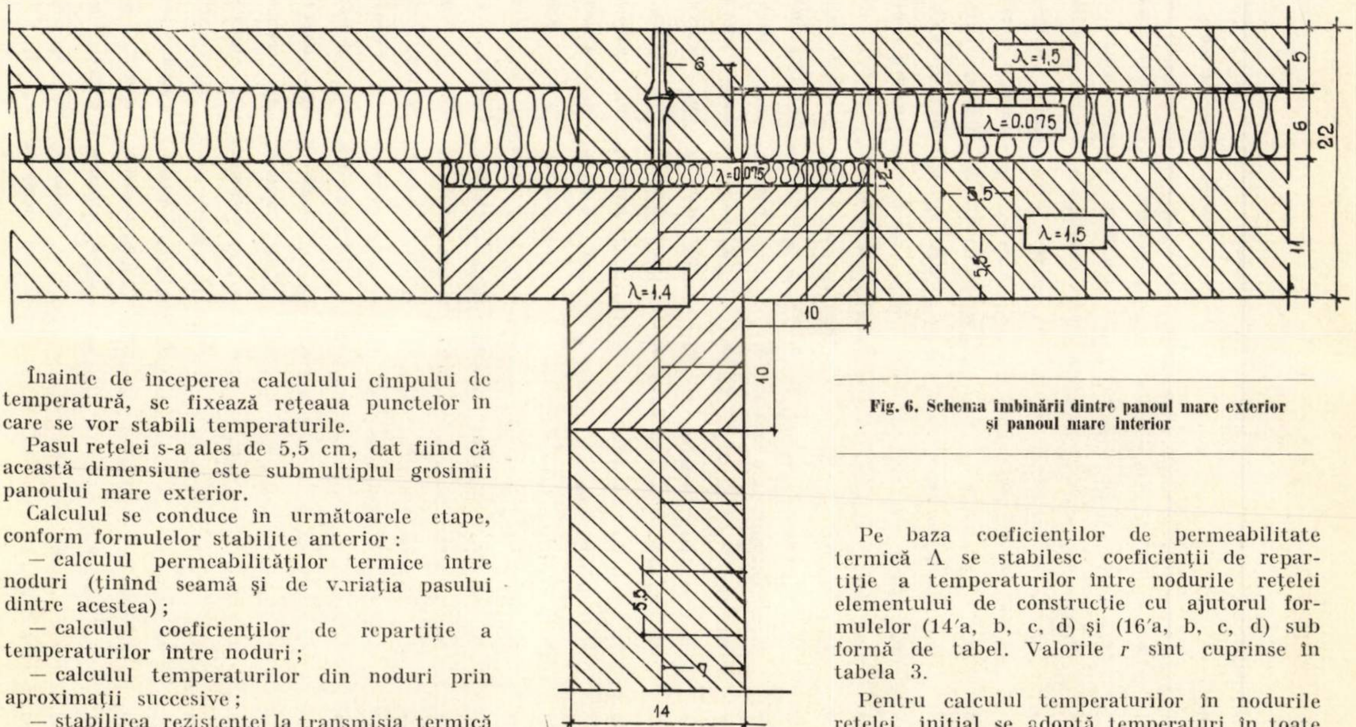


Fig. 6. Schema îmbinării dintre panoul mare exterior şi panoul mare interior

Înainte de începerea calculului cîmpului de temperatură, se fixează reţeaua punctelor în care se vor stabili temperaturile.

Pasul reţelei s-a ales de 5,5 cm, dat fiind că această dimensiune este submultiplul grosimii panoului mare exterior.

Calculul se conduce în următoarele etape, conform formulelor stabilite anterior:

— calculul permeabilităţilor termice între noduri (ţinînd seamă şi de variaţia pasului dintre acestea);
— calculul coeficienţilor de repartiţie a temperaturilor între noduri;
— calculul temperaturilor din noduri prin aproximaţii succesive;
— stabilirea rezistenţei la transmisia termică a porţiunii de panou mare exterior analizată.

Pe baza coeficienţilor de permeabilitate termică Λ se stabilesc coeficienţii de repartiţie a temperaturilor între nodurile reţelei elementului de construcţie cu ajutorul formulelor (14'a, b, c, d) şi (16'a, b, c, d) sub formă de tabel. Valorile r sînt cuprinse în tabela 3.

Pentru calculul temperaturilor în nodurile reţelei, iniţial se adoptă temperaturi în toate nodurile reţelei elementului de construcţie,cal-

Tabela 4

Temperaturile în nodurile rețelei

Nodul	Expresia temperaturii nodului	Numărul de ordine al aproximațiilor					
		1	2	3	4	5	6
1	$\vartheta_1 = r_{1-2}\,\vartheta_2 + r_{1-1''}\,\vartheta_1 + r_{1-e}\,t_e + r_{1-10}\,\vartheta_{10} = 0{,}131(\vartheta_2 + \vartheta_{1'}) + 0{,}312\,t_e + 0{,}426\,\vartheta_{10}$	−15,6	−16,5	−16,9	−16,4	−16,2	−16,2
2	$\vartheta_2 = r_{2-1}\,\vartheta_1 + r_{2-3}\,\vartheta_3 + r_{2-e}\,\vartheta_e + r_{2-11}\,\vartheta_{11} = 0{,}162\,\vartheta_1 + 0{,}206\,\vartheta_3 + 0{,}343\,t_e + 0{,}290\,\vartheta_{11}$	−18,8	−18,0	−17,2	−17,0	−17,0	−16,8
3	$\vartheta_3 = r_{3-2}\,\vartheta_2 + r_{3-4}\,\vartheta_4 + r_{3-e}\,\vartheta_e + r_{3-12}\,\vartheta_{12} = 0{,}238\,(\vartheta_2 + \vartheta_4) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{12}$	−18,6	−18,3	−18,0	−17,9	−17,8	−17,8
4	$\vartheta_4 = r_{4-3}\,\vartheta_3 + r_{4-5}\,\vartheta + r_{4-e}\,t_e + r_{4-13}\,\vartheta_{13} = 0{,}238\,(\vartheta_3 + \vartheta_5) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{13}$	−18,4	−18,3	−18,2	−18,1	−18,1	−18,1
5	$\vartheta_5 = r_{5-4}\,\vartheta_4 + r_{5-6}\,\vartheta_6 + r_{5-e}\,t_e + r_{5-14}\,\vartheta_{11} = 0{,}238\,(\vartheta_6 + \vartheta_6) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{14}$	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2
6	$\vartheta_6 = r_{6-5}\,\vartheta_5 + r_{6-7}\,\vartheta_7 + r_{6-e}\,t_e + r_{6-15}\,\vartheta_{15} = 0{,}238\,(\vartheta_5 + \vartheta_7) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{15}$	−18,1	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2
7	$\vartheta_7 = r_{7-6}\,\vartheta_6 + r_{7-8}\,\vartheta_8 + r_{7-e}\,t_e + r_{7-16}\,\vartheta_{16} = 0{,}238\,(\vartheta_6 + \vartheta_8) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{16}$	−18,1	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2
8	$\vartheta_8 = r_{8-7}\,\vartheta_7 + r_{8-9}\,\vartheta_9 + r_{8-e}\,t_e + r_{8-17}\,\vartheta_{17} = 0{,}238\,(\vartheta_7 + \vartheta_9) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,t_{17}$	−18,1	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2
9	$\vartheta_9 = r_{9-8}\,\vartheta_8 + r_{9-9'}\,\vartheta_9' + r_{9-e}\,t_e + r_{9-18}\,\vartheta_{18} = 0{,}238\,(\vartheta_8 + \vartheta_{10}) + 0{,}349\,t_e + 0{,}175\,\vartheta_{18}$	−18,1	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2	−18,2
10	$\vartheta_{10} = r_{10-11}\,\vartheta_{11} + r_{10-10'}\,\vartheta_{10'} + r_{10-1}\,\vartheta_1 + r_{10-19}\,\vartheta_{19} = 0{,}130\,(\vartheta_{11} + \vartheta_{10}') + 0{,}370\,(\vartheta_1 + \vartheta_{19})$	−12,6	−14,0	−13,2	−12,9	−12,8	−12,7
11	$\vartheta_{11} = r_{11-10}\,\vartheta_{10} + r_{11-12}\,\vartheta_{12} + r_{11-2}\,\vartheta_2 + r_{11-20}\,\vartheta_{20} = 0{,}215\,\vartheta_{10} + 0{,}211\,\vartheta_{12} + 0{,}339\,\vartheta_2 + 0{,}235\,\vartheta_{20}$	−16,1	−13,3	−13 1	−13,1	−12,9	−12,8
12	$\vartheta_{12} = r_{12-11}\,\vartheta_{11} + r_{12-13}\,\vartheta_{13} + r_{12-3}\,\vartheta_3 + r_{12-21}\,\vartheta_{21} = 0{,}339\,(\vartheta_{11} + \vartheta_{13}) + 0{,}283\,\vartheta_3 + 0{,}039\,\vartheta_{21}$	−15,7	−14,6	−14,4	−14,3	−14,2	−14,2
13	$\vartheta_{13} = r_{13-12}\,\vartheta_{12} + r_{13-14}\,\vartheta_{14} + r_{13-4}\,\vartheta_4 + r_{13-22}\,\vartheta_{22} = 0{,}339\,(\vartheta_{12} + \vartheta_{14}) + 0{,}283\,\vartheta_4 + 0{,}039\,\vartheta_{22}$	−15,3	−14,9	−14,6	−14,5	−14,4	−14,5
14	$\vartheta_{14} = r_{14-13}\,\vartheta_{13} + r_{14-15}\,\vartheta_{15} + r_{14-5}\,\vartheta_5 + r_{14-23}\,\vartheta_{23} = 0{,}339\,(\vartheta_{13} + \vartheta)_{15}) + 0{,}283\,\vartheta_5 + 0{,}039\,\vartheta_{23}$	−14,9	−14,7	−14,6	−14,6	−14,5	−14,6
15	$\vartheta_{15} = r_{15-14}\,\vartheta_{14} + r_{15-16}\,\vartheta_{16} + r_{156-}\,\vartheta_6 + r_{15-24}\,\vartheta_{24} = 0{,}339\,(\vartheta_{14} + \vartheta_{16}) + 0{,}283_6 + 0{,}039\,\vartheta_{24}$	−14,5	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6
16	$\vartheta_{16} = r_{16-15}\,\vartheta_{15} + r_{16-17}\,\vartheta_{17} + r_{16-7}\,\vartheta_7 + r_{16-25}\,\vartheta_{25} = 0{,}339\,(\vartheta_{15} + \vartheta_{17}) + 0{,}283\,\vartheta_7 + 0{,}039_{25}$	−14,5	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6
17	$\vartheta_{17} = r_{17-16}\,\vartheta_{16} + r_{17-18}\,\vartheta_{18} + r_{17-8}\,\vartheta_8 + r_{17-26}\,\vartheta_{26} = 0{,}339\,(\vartheta_{16} + \vartheta_{18}) + 0{,}283\,\vartheta_8 + 0{,}039\,\vartheta_{26}$	−14,5	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6
18	$\vartheta_{18} = r_{18-17}\,\vartheta_{17} + r_{18-18'}\,\vartheta_{18'} + r_{18-9}\,\vartheta_9 + r_{18-27}\,\vartheta_{27} = 0{,}339\,(\vartheta_{17} + \vartheta_{18'}) + 0{,}283\,\vartheta_9 + 0{,}039\,\vartheta_{27}$	−14,5	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6	−14,6
19	$\vartheta_{19} = r_{19-20}\,\vartheta_{20} + r_{19-19'}\,\vartheta_{19'} + r_{19-10}\,\vartheta_{10} + r_{19-28}\,\vartheta_{28} = 0{,}118\,(\vartheta_{20} + \vartheta_{19}') + 0{,}679\,\vartheta_{10} + 0{,}085\,\vartheta_{28}$	−10,0	− 9,3	− 9,3	− 9,3	− 9,3	− 9,1
20	$\vartheta_{20} = r_{20-21}\,\vartheta_{21} + r_{20-19}\,\vartheta_{19} + r_{20-11}\,\vartheta_{11} + r_{20-29}\,\vartheta_{29} = 0{,}215\,\vartheta_{19} + 0{,}168\,\vartheta_{21} + 0{,}478\,\vartheta_{11} + 0{,}139\,\vartheta_{29}$	−3,4	− 5,8	− 6,4	− 6,3	− 6,2	− 6,1
21	$\vartheta_{21} = r_{21-22}\,\vartheta_{22} + r_{21-20}\,\vartheta_{20} + r_{21-12}\,\vartheta_{12} + r_{21-30}\,t_{30} = 0{,}329\,\vartheta_{26} + 0{,}335\,\vartheta_{22} + 0{,}096\,\vartheta_{12} + 0{,}240\,\vartheta_{30}$	+55,6	+ 2,2	+ 2,5	+ 2,7	+ 2,7	+ 2,7
22	$\vartheta_{22} - r_{22-23}\,\vartheta_{23} + r_{22-21}\,\vartheta_{21} + r_{22-13}\,\vartheta_{13} + r_{22-31}\,\vartheta_{31} = 0{,}119\,\vartheta_{21} + 0{,}357\,\vartheta_{23} + 0{,}034\,\vartheta_{13} + 0{,}490\,\vartheta_{31}$	+ 7,7	+ 9,5	+ 9,8	+ 9,8	+ 9,7	+ 9,7
23	$\vartheta_{23} = r_{23-24}\,\vartheta_{24} + r_{23-22}\,\vartheta_{22} + r_{23-14}\,\vartheta_{14} + r_{23-32}\,\vartheta_{32} = 0{,}250\,(\vartheta_{22} + \vartheta_{24}) + 0{,}024\,\vartheta_{14} + 0{,}476\,\vartheta_{32}$	+ 9,9	+11,4	+11,2	+11,1	+11,0	+11,0
24	$\vartheta_{24} = r_{24-25}\,\vartheta_{25} + r_{24-23}\,\vartheta_{23} + r_{24-15}\,\vartheta_{15} + r_{24-33}\,\vartheta_{33} = 0{,}250\,(\vartheta_{23} + \vartheta_{25}) + 0{,}024\,\vartheta_{15} + 0{,}476\,\vartheta_{33})$	+12,1	+11,9	+11,8	+11,7	+11,6	+11,6
25	$\vartheta_{25} = r_{25-26}\,\vartheta_{26} + r_{24-25}\,\vartheta_{24} + r_{25-16}\,\vartheta_{16} + r_{25-34}\,\vartheta_{34} = 0{,}250\,(\vartheta_{24} + \vartheta_{26}) + 0{,}024\,\vartheta_{16} + 0{,}476\,\vartheta_{34}$	+12,1	+12,1	+12,0	+11,9	+11,9	+11,8
26	$\vartheta_{26} = r_{26-27}\,\vartheta_{27} + r_{26-25}\,\vartheta_{25} + r_{26-17}\,\vartheta_{17} + r_{26-35}\,\vartheta_{35} = 0{,}250\,(\vartheta_{25} + \vartheta_{27}) + 0{,}024\,\vartheta_{17} + 0{,}476\,\vartheta_{35}$	+12,1	+12,1	+12,1	+12,0	+12,0	+12,0
27	$\vartheta_{27} = e_{27-27}\,\vartheta_{27} + r_{27-26}\,\vartheta_{26} + r_{27-18}\,\vartheta_{18} + r_{27-36}\,\vartheta_{36} = 0{,}250\,(\vartheta_{26} + \vartheta_{28}) + 0{,}024\,\vartheta_{18} + 0{,}476\,\vartheta_{36}$	+12,1	+12,1	+12,1	+12,1	+12,1	+12,1
28	$\vartheta_{28} = r_{28-29}\,\vartheta_{29} + r_{28-28'}\,\vartheta_{28}' + r_{28-19}\,\vartheta_{19} + r_{28-37}\,\vartheta_{37} = 0{,}260\,(\vartheta_{29} + \vartheta_{28}) + 0{,}057\,\vartheta_{19} + 0{,}423\,\vartheta_{37}$	+12,4	+11,7	+10,8	+10,9	+10,9	+11,0
29	$\vartheta_{29} = r_{29-30}\,\vartheta_{30} + r_{29-28}\,\vartheta_{28} + r_{29-20}\,\vartheta_{20} + r_{29-38}\,\vartheta_{38} = 0{,}325\,\vartheta_{30} + 0{,}256\,\vartheta_{28} + 0{,}050\,\vartheta_{20} + 0{,}369\,\vartheta_{38}$	+11,7	+11,2	+11,2	+11,3	+11,3	+11,3
30	$\vartheta_{30} = r_{30-31}\,\vartheta_{31} + r_{30-29}\,\vartheta_{29} + r_{30-21}\,\vartheta_{21} + r_{30-39}\,\vartheta_{39} = 0{,}321\,\vartheta_{31} + 0{,}318\,\vartheta_{29} + 0{,}043\,\vartheta_{21} + 0{,}318\,\vartheta_{39}$	+12,2	+11,8	+11,8	+11,8	+11,9	+11,9
31	$\vartheta_{31} = r_{31-32}\,\vartheta_{32} + r_{31-30}\,\vartheta_{30} + r_{31-22}\,\vartheta_{22} + r_{31-40}\,\vartheta_{40} = 0{,}274\,\vartheta_{32} + 0{,}259\,\vartheta_{30} + 0{,}198\,\vartheta_{22} + 0{,}269\,\vartheta_{40}$	+12,6	+12,1	+12,1	+12,1	+12,1	+12,1
32	$\vartheta_{32} = r_{32-33}\,\vartheta_{33} + r_{32-31}\,\vartheta_{31} + r_{32-23}\,\vartheta_{23} + r_{32-41}\,\vartheta_{41} = 0{,}250\,(\vartheta_{31} + \vartheta_{33} + \vartheta_{23} + \vartheta_{41})$	+13,1	+12,8	+12,7	+12,6	+12,6	+12,5
33	$\vartheta_{33} = r_{33-34}\,\vartheta_{34} + r_{33-32}\,\vartheta_{32} + r_{33-24}\,\vartheta_{24} + r_{33-42}\,\vartheta_{42} = 0{,}250\,(\vartheta_{32} + \vartheta_{34} + \vartheta_{24} + \vartheta_{42})$	+13,5	+13,2	+13,1	+13,0	+13,0	+12,9
34	$\vartheta_{34} = r_{34-35}\,\vartheta_{35} + r_{34-33}\,\vartheta_{33} + r_{34-25}\,\vartheta_{25} + r_{34-43}\,\vartheta_{43} = 0{,}250\,(\vartheta_{33} + \vartheta_{35} + \vartheta_{25} + \vartheta_{43})$	+13,5	+13,4	+13,3	+13,3	+13,2	+13,2

35	$\vartheta_{35} = r_{35-36}\vartheta_{36} + r_{35-34}\vartheta_{34} + r_{35-26}\vartheta_{26} + r_{35-44}\vartheta_{44} = 0{,}250(\vartheta_{34} + \vartheta_{36} + \vartheta_{26} + \vartheta_{44})$	+13,5	+13,5	+13,4	+13,4	+13,4	+13,3
36	$\vartheta_{36} = r_{36-36}\vartheta_{36} + r_{36-35}\vartheta_{35} + r_{36-27}\vartheta_{27} + r_{36-45}\vartheta_{45} = 0{,}250(\vartheta_{35} + \vartheta_{37} + \vartheta_{27} + \vartheta_{45})$	+13,5	+13,5	+13,5	+13,5	+13,5	+13,4
37	$\vartheta_{37} = r_{57-38}\vartheta_{38} + r_{37-37'}\vartheta_{37'} + r_{37-28}\vartheta_{28} + r_{37-46}\vartheta_{46} = 0{,}191(\vartheta_{38} + \vartheta_{37'}) + 0{,}309(\vartheta_{28} + \vartheta_{46})$	+14,6	+13,1	+13,2	+13,2	+13,2	+13,3
38	$\vartheta_{38} = r_{38-39}\vartheta_{39} + r_{38-37}\vartheta_{37} + r_{38-29}\vartheta_{29} + r_{38-47}\vartheta_{47} = r_{38-i}\,t_i = 0{,}154\,\vartheta_{39} + 0{,}242\,\vartheta_{37} + 0{,}348\,\vartheta_{29} + 0{,}196\,\vartheta_{47} + 0{,}060\,t_i$	+12,4	+13,4	+13,3	+13,5	+13,5	+13,5
39	$\vartheta_{39} = r_{39-40}\vartheta_{40} + r_{39-38}\vartheta_{38} + r_{39-30}\vartheta_{30} + r_{39-i}\,t_i = 0{,}228\,\vartheta_{40} + 0{,}225\,\vartheta_{38} + 0{,}450\,\vartheta_{30} + 0{,}097\,t_i$	+13,0	+13,3	+13,3	+13,4	+13,4	+13,4
40	$\vartheta_{40} = r_{40-41}\vartheta_{41} + r_{40-39}\vartheta_{39} + r_{40-31}\vartheta_{31} + r_{40-i}\,t_i = 0{,}230\,\vartheta_{41} + 0{,}218\,\vartheta_{39} + 0{,}451\,\vartheta_{31} + 0{,}101\,t_i$	+13,6	+13,6	+13,6	+13,6	+13,6	+13,6
41	$\vartheta_{41} = r_{41-42}\vartheta_{42} + r_{41-40}\vartheta_{40} + r_{41-32}\vartheta_{32} + r_{41-i}\,t_i = 0{,}223\,\vartheta_{42} + 0{,}223\,\vartheta_{40} + 0{,}447\,\vartheta_{32} + 0{,}107\,t_i$	+14,2	+14,2	+14,1	+14,1	+14,1	+14,0
42	$\vartheta_{42} = r_{42-43}\vartheta_{43} + r_{42-41}\vartheta_{41} + r_{42-33}\vartheta_{33} + r_{42-i}\,t_i = 0{,}221(\vartheta_{41} + \vartheta_{43}) + 0{,}444\,\vartheta_{33} + 0{,}114\,t_i$	+14,8	+14,5	+14,5	+14.4	+14,4	+14,3
43	$\vartheta_{43} = r_{43-44}\vartheta_{44} + r_{43-42}\vartheta_{42} + r_{43-34}\vartheta_{34} + r_{43-i}\,t_i = 0{,}221(\vartheta_{42} + \vartheta_{44}) + 0{,}444\,\vartheta_{34} + 0{,}114\,t_i$	+14,8	+14,7	+14,7	+14,6	+14,6	+14,5
44	$\vartheta_{44} = r_{44-45}\vartheta_{45} + r_{44-43}\vartheta_{43} + r_{44-35}\vartheta_{35} + r_{44-i}\,t_i = 0{,}221(\vartheta_{46} + \vartheta_{45}) + 0{,}444\,\vartheta_{35} + 0{,}114\,t_i$	+14,8	+14,8	+14,8	+14,7	+14,7	+14,6
45	$\vartheta_{45} = r_{45-45'}\vartheta_{45'} + r_{45-44}\vartheta_{44} + r_{45-36}\vartheta_{36} + r_{45-i}\,t_i = 0{,}221(\vartheta_{44} + \vartheta_{45'}) + 0{,}444\,\vartheta_{36} + 0{,}114\,t_i$	+14,8	+14,8	+14,8	+14,8	+14,8	+14,7
46	$\vartheta_{46} = r_{46-47}\vartheta_{47} + r_{46-46'}\vartheta_{46'} + r_{46-37}\vartheta_{37} + r_{46-48}\vartheta_{48} = 0{,}190(\vartheta_{47} + \vartheta_{46}) + 0{,}308\,\vartheta_{37} + 0{,}312\,\vartheta_{43}$	+15,3	+15,3	+15,4	+15,4	+15,4	+15,4
47	$\vartheta_{47} = r_{47-i}\,t_i + r_{47-46}\vartheta_{46} + r_{47-38}\vartheta_{38} + r_{47-49}\vartheta_{49} = 0{,}095\,t_i + 0{,}344\,\vartheta_{46} + 0{,}279\,\vartheta_{38} + 0{,}282\,\vartheta_{49}$	+15,8	+15,8	+15,8	+15,9	+15,9	+15,9
48	$\vartheta_{48} = r_{48-49}\vartheta_{49} + r_{48-48'}\vartheta_{48} + r_{48-46}\vartheta_{46} + r_{48-56}\vartheta_{50} = 0{,}192(\vartheta_{49} + \vartheta_{48'}) + 0{,}299\,\vartheta_{46} + 0{,}317\,\vartheta_{50}$	+17,0	+17,1	+17,1	+17,1	+17,1	+17,1
49	$\vartheta_{49} = r_{49-i}\,t_i + r_{49-48}\vartheta_{48} + r_{49-47}\vartheta_{47} + r_{49-51}\vartheta_{51} = 0{,}099\,t_i + 0{,}346\,\vartheta_{48} + 0{,}269\,\vartheta_{47} + 0{,}286\,\vartheta_{51}$	+17,3	+17,4	+17,4	+17,5	+17,5	+17,5
50	$\vartheta_{50} = r_{50-51}\vartheta_{51} + r_{50-50'}\vartheta_{50'} + r_{50-48}\vartheta_{48} + r_{50-52}\vartheta_{52} = 0{,}191(\vartheta_{51} + \vartheta_{50'}) + 0{,}309(\vartheta_{48} + \vartheta_{52})$	+18,3	+18,3	+18,2	+18,2	+18,1	+18,1
51	$\vartheta_{51} = r_{51-i}\,t_i + r_{51-50}\vartheta_{50} + r_{51-49}\vartheta_{49} + r_{51-53}\vartheta_{53} = 0{,}104\,t_i + 0{,}342\,\vartheta_{50} + 0{,}277(\vartheta_{49} + \vartheta_{53})$	+18,5	+18,5	+18,5	+18,4	+18,4	+18,4
52	$\vartheta_{52} = r_{52-53}\vartheta_{53} + r_{52-52'}\vartheta_{52} + r_{52-50}\vartheta_{50} + r_{52-54}\vartheta_{53} = 0{,}191(\vartheta_{53} + \vartheta_{52}) + 0{,}309(\vartheta_{50} + \vartheta_{54})$	+19,3	+19,0	+19,0	+19,0	+18,9	+18,9
53	$\vartheta_{53} = r_{53-i}\,t_i + r_{53-52}\vartheta_{52} + r_{53-51}\vartheta_{51} + r_{53-55}\vartheta_{54} = 0{,}111\,t_i + 0{,}339\,\vartheta_{52} + 0{,}275(\vartheta_{51} + \vartheta_{55})$	+19,4	+19,1	+19,1	+19,1	+19,1	+19,1
54	$\vartheta_{54} = r_{54-55}\vartheta_{55} + r_{54-54'}\vartheta_{54'} + r_{54-52}\vartheta_{52} + r_{54-i}\,t_i = 0{,}191(\vartheta_{55} + \vartheta_{54}) + 0{,}309(\vartheta_{52} + t_i)$	+19,3	+19,5	+19,5	+19,5	+19,4	+19,4
55	$\vartheta_{55} = r_{55-i}\,t_i + r_{55-54'}\vartheta_{54} + r_{55-53}\vartheta_{53} + r_{55-i}\,t_i = 0{,}111\,t_i + 0{,}339\,\vartheta_{54} + 0{,}275(\vartheta_{53} + t_i)$	+19,4	+19,6	+19,6	+19,6	+19,6	+19,6

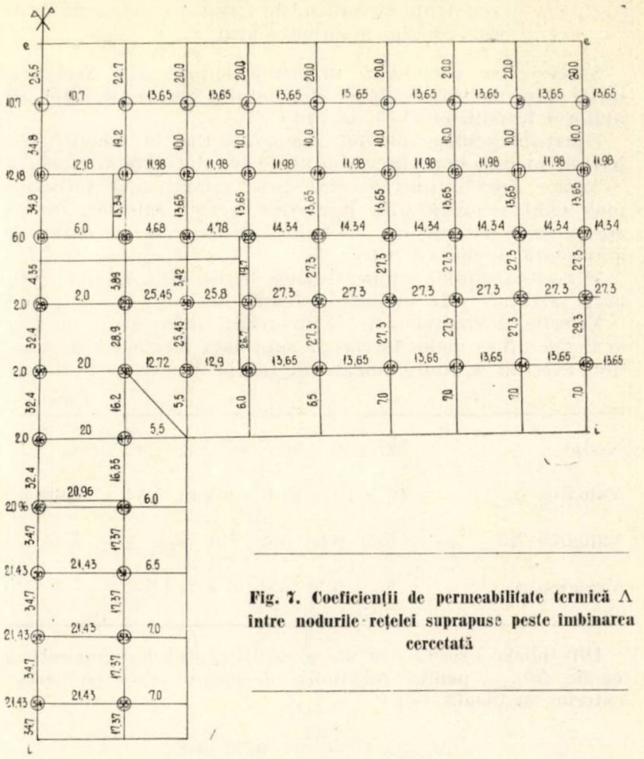


Fig. 7. Coeficienții de permeabilitate termică Λ între nodurile rețelei suprapuse peste îmbinarea cercetată

culate în cîmp cu formula alcătuirii acestuia din mai multe straturi de materiale perpendiculare pe fluxul termic:

$$\vartheta_{in} = t_i - \frac{R_i + \sum R_n}{R_0}(t_i - t_e)\ ^\circ\mathrm{C} \qquad (37)$$

în care

$\sum R_n$ este suma rezistențelor la permeabilitatea termică a straturilor de material pînă la suprafața n, în $m^2hgrd/kcal$;

R_i — rezistența la schimb de căldură la suprafața interioară a elementului de construcție, în $m^2hgrd/kcal$;

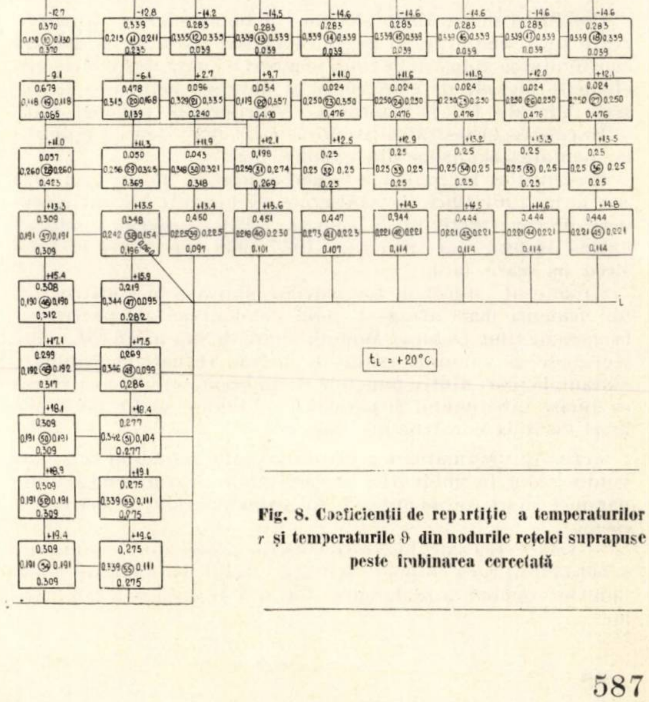


Fig. 8. Coeficienții de repartiție a temperaturilor r și temperaturile ϑ din nodurile rețelei suprapuse peste îmbinarea cercetată

R_0 — rezistența la transmisia termică a elementului de construcție, în m²hgrd/kcal.

Succesiv se calculează în primă aproximație temperaturile din nodurile rețelei elementului de construcție cu ajutorul formulelor (14′) și (16′)

Ecuațiile pentru calculul temperaturilor în nodurile rețelei cu metoda aproximațiilor succesive sînt date în tabela 4.

Aceste calcule s-au repetat prin aproximații succesive pînă cînd temperaturile nodurilor rețelei calculate într-o aproximație au diferit de cele calculate în aproximația anterioară numai cu 0,1°C.

Mersul calculului temperaturilor în nodurile rețelei îmbinării cercetate este indicat în figura 8.

Valorile diferențelor de temperatură între aerul interior și temperatura nodurilor de pe suprafața interioară a panoului exterior ϑ_i sînt indicate în tabela 5.

Tabela 5

Nodul	38	39	40	41	42	43	44	45
Valoarea ϑ_i	13,5	13,4	13,6	14,0	14,3	14,5	14,6	14,7
Valoarea $\Delta\vartheta_i$	6,5	6,6	6,4	6,0	5,7	3,5	5,4	5,3
Valoarea α_i	5	5,5	6,0	6,5	7,0	7,0	7,0	7,0

Din tabela 5 rezultă că valoarea diferenței de temperatură medie $\Delta\vartheta_{i\,\mathrm{med}}$ pentru porțiunea de panou mare de perete exterior analizată este :

$$\Delta\vartheta_{i\,\mathrm{med}} = \frac{47,4}{7,5} = 6,32 \text{ grd.}$$

Valoarea coeficientului de schimb superficial mediu $\alpha_{i\,\mathrm{med}}$ pentru porțiunea de panou mare analizată fiind de :

$$\alpha_{i\,\mathrm{med}} = \frac{51}{7,5} = 6,80 \text{ kcal/m}^2\text{hgrd},$$

rezistența la transmisia termică a acestei porțiuni se obține prin formula :

$$R_0 = \frac{\Delta t}{\Delta\vartheta_{i\,\mathrm{med}} \cdot \alpha_{i\,\mathrm{med}}} = \frac{40}{6,32 \times 6,80} = 0,93 \text{ m}^2\text{hgrd/kcal.}$$

Bibliografie

[1] Agent R. : *Metoda aproximațiilor succesive aplicată în probleme de statică și în alte probleme similare*, vol. I. București, Ed. de stat pentru arhitectură și construcții, 1955.

[2] Fokin K. F. : *Stroitelnaia teplotehnica osrajdainscih ciastei zdanii*. Moskva. Gos. izd. literaturî po stroitelstvu i arhitectur, 1954.

[3] Georgescu St., Dimitriu-Vîlcea E., Boceancea Al. : *Izolarea termică a clădirilor*. București, Ed. tehnică, 1962.

[4] Mazilu P. : *Statica construcțiilor*, vol. II. București, Ed. tehnică, 1959.

[5] Soare M. : *Aplicarea ecuațiilor cu diferențe finite la calculul plăcilor curbe subțiri*, București, Ed. Academiei RPR., 1959.

[6] Sclover A. M., Vasilev B. F., Uscov F. V. : *Osnovi stroitelinoi teplotehniki jilih i obscestvenie zdanii*, Moskva, Gosudarstvennoe izdatelstvo literaturî po stroitelstvu i arhitectur, 1956.

Încălzirea electrică a îmbinărilor umede la clădirile din panouri mari montate pe timp friguros

Ing. A. Boghian, ing. L. Groll și ing. Alex. Tibulcă

Institutul politehnic — Iași   Grupul 3 Șantiere — Roman

Procedeul de încălzire electrică a betoanelor se caracterizează prin simplitate și prezintă marele avantaj că asigură continuitatea aplicării pe timp friguros a unora dintre cele mai eficiente metode de construcții și anume : betonarea în cofraje glisante [1] și montarea clădirilor din panouri mari.

În cele ce urmează se prezintă acest procedeu cu aplicații la montarea clădirilor din panouri mari.

Procedeul a început a fi experimentat la noi în țară încă din iarna 1961/1962, de șantierele de locuințe ale Întreprinderii de construcții nr. 3 Roman, T.R.C. — Bacău, unde s-a extins treptat, iar în iarna 1967/1968 s-a ajuns la folosirea pe scară largă.

Caracterul umed al îmbinărilor aplicate la construcțiile din panouri mari atrage o serie de dezavantaje pentru betonarea pe timp friguros. Modulul mare de suprafață ($M_s \gg 18$), secțiunile și volumul redus de beton turnat la îmbinări, distanțele mari dintre punctele de îmbinare etc. fac ca viteza de răcire a betonului și pericolul de îngheț să fie mult mai mari decît la construcțiile monolite.

Acțiunea vătămătoare a gerului asupra betonului turnat în volum redus în îmbinările de rezistență ale construcțiilor din panouri mari se manifestă în principal sub următoarele forme :

— Întîrzierea sau chiar întreruperea procesului de hidratare a betonului, ceea ce poate stînjeni ritmul de montare a panourilor, ducînd la prelungirea duratei de cofrare a îmbinărilor.

— Distribuirea defavorabilă a umidității din beton prin migrarea apei către suprafețele mai reci ale elementelor de îmbinare, respectiv ale armăturilor și ale agregatelor, cu formarea de pori, canale și pelicule separatoare de apă etc.

— La temperaturi sub 0°, apa din zonele cu surplus de umiditate, neasimilată în procesele fizico-chimice și aflată în porii capilari, în canale și în peliculele de separație, îngheață și prin mărirea volumului (cu circa 9 %) poate degrada structura betonului, cu reducerea rezistențelor mecanice, sporirea porozității și crearea de zone de discontinuitate între betonul din îmbinare și elementele de îmbinat (panouri), între beton și armături etc. Aceste fenomene negative pot fi evitate prin încălzirea betonului în toată masa sa, ceea ce, pe lîngă protecția contra înghețului, îi asigură și accelerarea întăririi.

Procedeele clasice de încălzire a betonului prin aburire, tratament cu aer cald sau cu apă caldă etc. necesită, în cazul clădirilor din panouri mari, instalații complicate și costisitoare, manoperă laborioasă etc.

Prin aplicarea tratamentului electrotermic de încălzire a betonului se elimină cea mai mare parte din aceste dificultăți, se asigură o bună calitate a îmbinărilor și un ritm de execuție similar cu cel care se realizează în timpul verii.

Principiul procedeului se bazează pe rezistivitatea electrică a betonului. Betonul în stare proaspătă, datorită umidității și sărurilor (din componenții minerali ai cimentului) solvite în apa de amestec, este bun conducător electric. Prin parcurgerea masei de beton, datorită efectului Joule, energia electrică se transformă în energie calorică, astfel că betonul se încălzește treptat și uniform. Pentru a realiza o încălzire cît mai eficace, electrozii se montează pe fețele interioare ale cofrajului. Cei mai potriviți în acest scop sînt electrozii din tablă de 0,5 mm grosime, în fîșii de 3—4 cm lățime. Curentul electric poate fi cu tensiune redusă, de 40—50 V, alternativ, ceea ce se poate asigura cu ajutorul unui transformator de sudură de tipul celui utilizat curent pe șantierele de construcție și care se leagă la rețeaua șantierului.

Temperatura care se obține în beton se exprimă ca o funcție : $t°C = f(U, R, I, t)$, iar cantitatea de căldură care se dezvoltă în betonul ce servește drept rezistență electrică, se exprimă cu relația :

$$Q = 0{,}864\ WT = 0{,}864\ RI^2t \text{ kcal},$$

în care :

Q este cantitatea de căldură în kcal ;
W — puterea în wați ;
T — timpul în ore ;
I — intensitatea electrică în A ;
R — rezistența electrică în ohmi ;
0,864 — cantitatea de căldură, în kcal, echivalentă unui Wh (echivalentul electric al energiei).

Rezultă că rezistența pe care o opune betonul la trecerea curentului electric este factorul hotărîtor de care depinde procesul termic de accelerare a întăririi, întrucît factorii electrici (U, I, W, T) pot fi reglați după voie.

Condiția unei propagări optime a curentului electric în masa betonului o constituie prezența și distribuția uniformă a apei între granulele de ciment și agregat, cît și o bună solubilizare a sărurilor minerale de ciment. Armăturile înglobate în beton contribuie, de asemenea, la creșterea conductibilității electrice.

Desfășurarea unui tratament termic optim reclamă menținerea umidității uniforme a betonului, prin reglarea judicioasă a curentului electric și prin împiedicarea evaporării apei nelegate (libere).

Lucrările de montaj și de tratare termică a betoanelor pe șantierul de locuințe din Roman, din iarna 1967—1968, s-au efectuat în următoarele condiții :

a) Betonul de monolitizare B 300 s-a preparat cu dozaj de 400 kg ciment PZ 400 la m³, cu agregate de rîu sort 0—7 mm (40%) și sort 7—15 (60%). Betonul s-a preparat în stația de betoane a șantierului cu apă încălzită la + 52°C, astfel că, imediat după preparare, betonul avea o temperatură de + 20°C, iar pînă la șantier, situat la distanța de circa 1 km, temperatura betonului scădea la circa + 10°C. Temperatura atmosferică în perioada lucrărilor a scăzut nă la — 10°C.

b) Cofrajele pentru îmbinări s-au confecționat din panouri de placaj de exterior (cu protecție din film tego).

c) Electrozii s-au realizat din tablă zincată cu grosimea de 0,5 mm și lățimea de 20 mm și s-au fixat pe suprafața interioară a cofrajului.

d) Pentru transformarea curentului de la rețea s-au folosit transformatori de sudură cu 50 V, 300 A și 15 kW. Electrozii s-au legat cu transformatorii prin conductori electrici, prin intermediul unui panou de distribuție a curentului la mai multe cofraje.

e) Pentru urmărirea procesului de tratare termică s-au folosit următoarele aparate de măsură :

— ampermetru, voltmetru, contor pentru măsurători electrice ;

— sclerometru pentru măsurarea rezistențelor mecanice etc.

Paralel cu cercetările privind comportarea betonului din îmbinări s-au efectuat și încercări pe epruvete de beton cu dimensiunile 20×20×20 cm și 10×10 × 10 cm confecționate în tipare din placaj de exterior prevăzute cu electrozi de tablă, astfel încît să se realizeze același tratament ca și la îmbinările dintre panouri.

Regimul de tratare termică a fost dirijat astfel încît să asigure formarea unei structuri rezistente a betonului într-un timp cît mai scurt. De aceea electrozii s-au legat la sursa de curent imediat după terminarea compactării. Calculul termotehnic al tratării electrice a betonului s-a efectuat cu respectarea prescripțiilor și normativelor în vigoare pentru tratamentele termice ale betoanelor. Conform prescripțiilor actuale, tratarea termică a betonului se face pînă în momentul în care rezistența betonului este egală cu minimum 50 kgf pe cm² sau minimum 50% R_{28}. Temperatura maximă de încălzire a betonului s-a limitat la 60°C, pentru a se evita deshidratarea acestuia prin neetanșeitatea dintre cofraje și fața panourilor.

Condițiile de rezistență ale betonului s-au realizat în 96 de ore la temperatura normală de + 15°C pentru betoanele confecționate cu ciment PZ 400 și în 36 de ore, la aceeași temperatură, în cazul betoanelor confecționate cu ciment RIM 200. Prin aplicarea tratamentului electric se realizează deci un regim termic redus de 36 de ore × 15°C echivalent însă cu regimul normal de 96 de ore × 15°C.

În tabela 1 se prezintă datele rezultate din calculul termotehnic al regimului de tratare termică a betoanelor cu ciment PZ 400 și RIM 200, în funcție de temperatură și condițiile tehnice

Tabela 1

Datele pentru calculul regimului termic	U. M.	Beton confecționat cu ciment		OBS
		PZ 400	RIM 200	
1	2	3	4	5
Temperatura exterioară	°C		—10	
Temperatura betonului la turnare	°C		+ 5	
Temperatura maximă admisă a betonului	°C	+60	+40	
Modulul de suprafață	m^{-1}		18	
Ritmul de creștere a temperaturii	°C/h		5	Faza creșterii temperaturii
Durata perioadei de creștere a temperaturii	ore	11	7	
Temperatura medie în timpul fazei de creștere	°C	32,5	22,5	Faza creșterii temperaturii
Durata echivalentă pentru temperatura de 15°C	ore	24	11	
Coeficientul de cedare a căldurii	$\frac{kcal}{m^2/hgrad}$		3	Faza conservării temperaturii
Durata cedării căldurii pînă la +5°C	ore	17	14	
Temperatura medie în timpul cedării căldurii	°C	25	15	
Durata echivalentă pentru temperatura de 15°C	ore	28	14	
Durata echivalentă (pentru 15°C) necesară în zona de izotermie	ore	96—(24++28)=44	36—(11++14)=11	Încălzire izotermă
Durata reală a zonei de izotermie	ore	11	4	
Durata totală a ciclului termic	ore	39	25	
din care : durata tratamentului activ	ore	22	11	

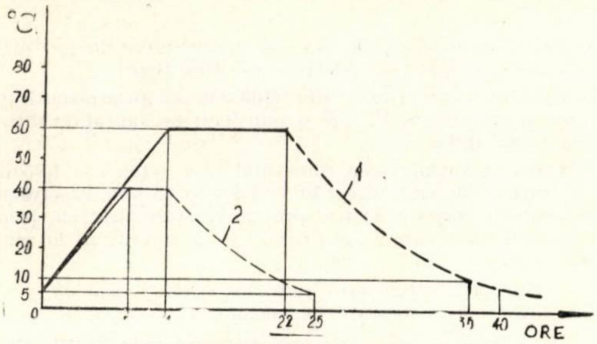
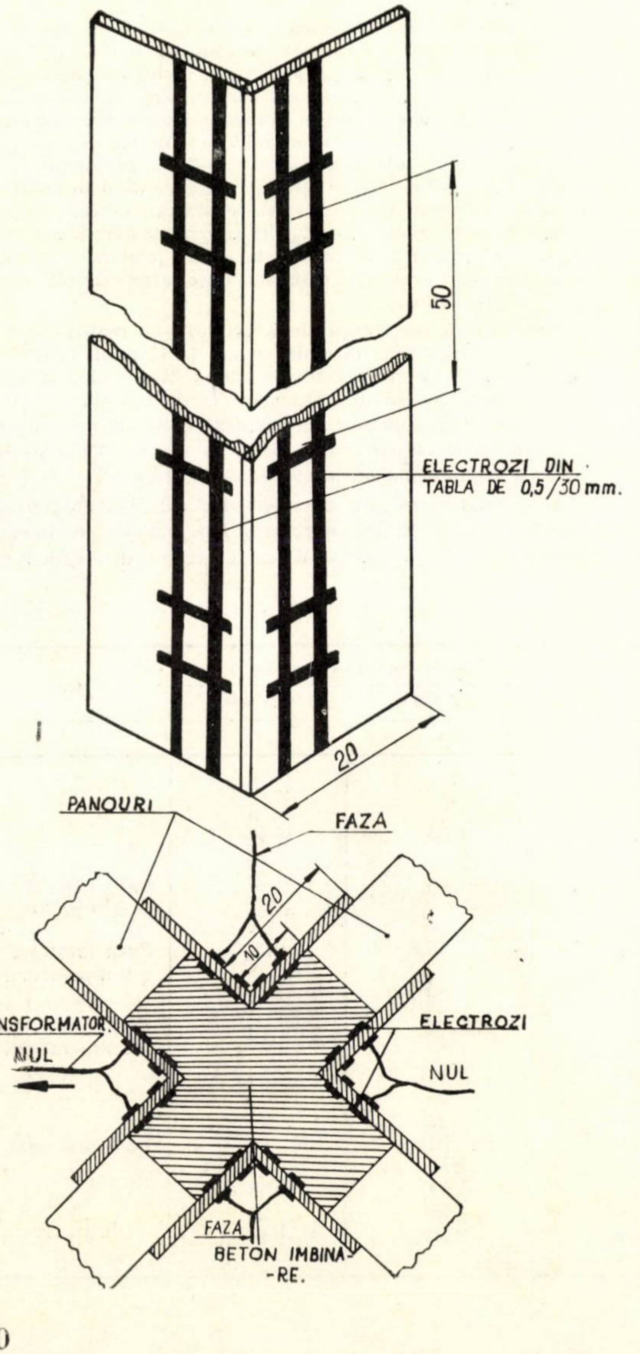


Fig. 1. Diagrama regimului termic proiectat
1. pentru beton cu ciment PZ 400; 2. pentru beton cu ciment RIM 200

Fig. 2. Schema montării electrozilor pe cofraj



menționate mai sus. În figura 1 se prezintă curbele proiectate ale regimului termic pentru cele două categorii de ciment.

La stabilirea regimului termic trebuie să se țină seamă și de perioada de păstrare a căldurii, care poate fi realizată cu măsuri relativ simple, prin izolarea termică a cofrajelor. Aceasta duce la economie de energie și la reducerea duratei încălzirii active. Dezavantajul pe care îl prezintă modulul mare de suprafață la îmbinările clădirilor din panouri mari poate fi echilibrat prin această măsură de izolare, astfel încît să se obțină un coeficient mic de cedare a căldurii și să se beneficieze de durata echivalentă din perioada de răcire, durată care, conform tabelei 1, depășește chiar pe aceea din perioada de creștere a temperaturii, în cazul ambelor tipuri de ciment folosite.

Cantitatea de căldură necesară în cele două cazuri studiate, precum și energia electrică corespunzătoare pentru producerea lor sînt prezentate în tabela 2.

Atît din diagramele din figura 4, cît și din tabela 2 rezultă avantajul folosirii cimentului RIM 200 la betonul de monolitizare, acesta necesitînd o durată de încălzire mult redusă față de cimentul PZ 400, și, corespunzător, un consum mai redus de energie electrică.

Utilizînd un transformator de sudură de 15 kW, cu un randament de 75%, se pot trata simultan 8—9 îmbinări de monolitizare cu un volum de beton de circa 1 m^3, ceea ce corespunde cu numărul de îmbinări și volumul de beton necesare la un apartament.

Rezultă că puterea furnizată de un transformator de sudură satisface necesitățile de tratare electrică simultană a tuturor îmbinărilor unui apartament, în cazul preparării betonului cu ciment PZ 400, respectiv a tuturor îmbinărilor de la două apartamente, în cazul folosirii cimentului RIM 200.

În figura 2 se prezintă secțiunea unei îmbinări verticale caracteristice și poziția electrozilor.

În circuitul primar al transformatorului s-au intercalat siguranțele și întrerupătoarele corespunzătoare curentului în cauză, iar în circuitul secundar, pe lîngă întrerupător și siguranțele corespunzătoare acestui curent — 50 V și maximum 300 A — s-au montat și aparatele de măsurat tensiunea, consumul și intensitatea curentului real folosit, precum și panoul de distribuție (fig. 3) al curentului transformat, spre electrozii montați pe cofrajele diferitelor rosturi tratate simultan.

Pentru măsurarea temperaturii betonului s-au lăsat în cofraje găuri pătrunzînd în masa betonului. Rezultatele măsurătorilor unui ciclu termic complet privind temperatura betonului cu ciment PZ 400 sînt prezentate în diagrama din figura 4.

Rezistențele mecanice obținute cu sclerometrul pe betonul de monolitizare, imediat după decofrare și la diferite vîrste, respectiv pe cuburile de probă confecționate și păstrate în condiții standard, precum și pe cele tratate termic, sînt prezentate pe diagrama din figura 5.

Creșterea rezistențelor betonului din îmbinări și în cuburile de probă tratate termic indică valori mai mari față de probele standard și ating valori care se apropie de 50% din marcă la sfîrșitul tratării termice (30—40 de ore). În continuare, însă, rezistența betonului tratat electric indică o rămînere în urmă față de probele standard, avînd în vedere temperatura mai scăzută în care se găsesc. Totuși, rezistențele cresc continuu : la 28 de zile se obține o rezistență de 91% R_b pentru betonul din monolitizări, 95% pentru cuburile de probă tratate termic cu latura de 20 cm și circa 80% pentru cuburile cu latura de 10 cm. Pe epruvetele cu latura de 10 cm s-au obținut rezistențe mai mici, probabil din cauza unei pierderi mai intense a apei necesare hidratării. Aspectul betonului de monolitizare, după decofrare, nu se deosebește de al betonului din elementele prefabricate îmbinate decît prin nuanță de culoare. Rezultă suprafețe netede și aderență bună între betonul turnat și cel prefabricat (fig. 6).

CONCLUZII

— Procedeul încălzirii electrice a îmbinărilor de monolitizare asigură continuitatea execuției pe timp de iarnă a montajului clădirilor din panouri mari, în ritmul aproape obișnuit cu cel din timpul verii.

Tabela 2

Indici pe m³ beton	U.M.	Beton confecţionat cu ciment			
		PZ 400		RIM 200	
		Faza de creştere a temperaturii	Faza de încălzire izotermică	Faza de creştere a temperaturii	Faza de încălzire izotermică
1	2	3	4	5	6
Cantitatea de căldură necesară în faza creşterii temperaturii	kcal	33 000	—	21 000	—
Cantitatea de căldură necesară pentru compensarea pierderii datorită temperaturii exterioare	kcal	25 000	42 000	12 000	11 000
Cantitatea de căldură totală necesară	kcal	58 000	42 000	33 000	11 000
Revine pe oră { 11 ore respectiv 7 ore 11 ore respectiv 4 ore	kcal/oră	5 270	3 820	4 720	2 750
Puterea electrică necesară pe baza relaţiei 1 kW = 864 cal/oră	kW	6,1	4,4	5,5	3,2
Intensitatea curentului electric la tensiunea de 50 V	A	122	81	110	64
Consumul de energie electrică pentru 1 m³ beton	kWh	6,1×11+4	4×11=116	5,5×7+3	2×4=52

— În comparaţie cu procedeele clasice de încălzire, procedeul electrotermic este mai avantajos, datorită simplităţii tehnologice şi a instalaţiilor necesare.

— Din punctul de vedere al protecţiei muncii, procedeul nu prezintă pericol. Echiparea muncitorilor cu cizme de cauciuc şi mănuşi este o măsură suficientă de prevenire a accidentelor prin electrocutare. De altfel, tensiunea redusă a curentului electric folosit la tratamentul termic nu prezintă pericol.

— Un alt avantaj deosebit de important al acestui procedeu îl prezintă calitatea bună a îmbinărilor. Se realizează o aderenţă perfectă între betonul de monolitizare şi cel din elementele prefabricate îmbinate, ceea ce se explică prin schimbul paralel şi de acelaşi sens al căldurii şi umidităţii de la betonul proaspăt la cel vechi, schimb care este mult înlesnit atunci cînd betonul este încălzit în interiorul lui.

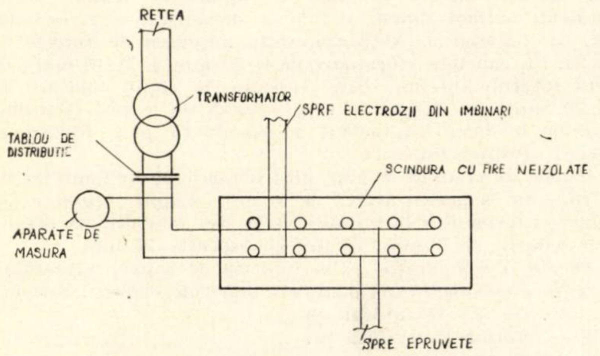


Fig. 3. Schema conexiunilor pentru încălzirea electrică a îmbinărilor

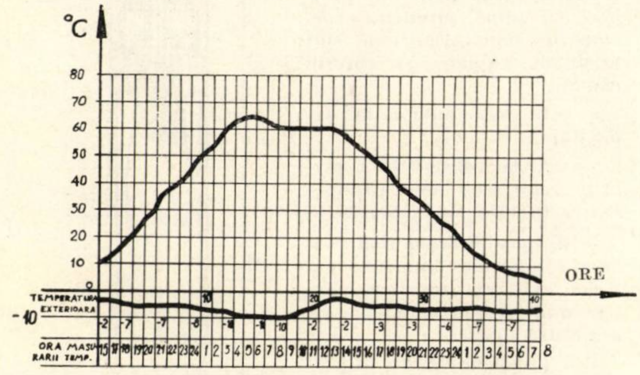


Fig. 4. Diagrama temperaturilor înregistrate în cursul unui ciclu complet de tratare electrotermică la beton cu ciment PZ 400

Fig. 5. Variaţia rezistenţei la compresiune:

1. în îmbinări; 2. în cuburi cu latura de 20 cm tratate electrotermic; 3. în cuburi cu latura de 10 cm tratate electrotermic; 4. în cuburi standard

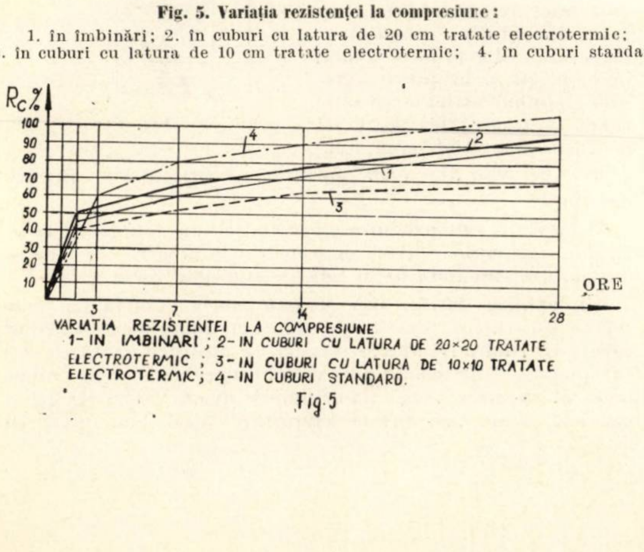
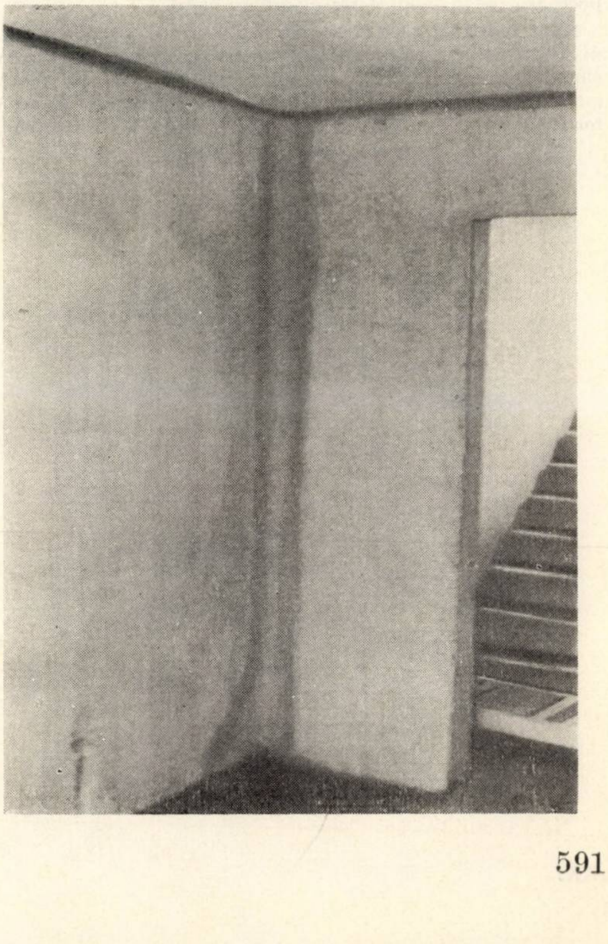


Fig. 6. Îmbinare de colţ monolitizată după tratamentul electrotermic



— Față de consumul real de energie electrică, ținînd seamă de prețul redus al curentului industrial, de tendința de scădere în continuare a acestuia, costul suplimentar al aplicării acestui procedeu este mai redus decît la procedeele clasice de încălzire în aceleași condiții. Volumul de beton de monolitizare necesar unui apartament fiind de circa 1 m^3 duce la un cost al încălzirii — cu toate cheltuielile anexe — de circa 100 lei/m^3, ceea ce sporește costul unui apartament montat pe timp de iarnă cu aproximativ 100 de lei.

Bibliografie

[1] Boghian A.: *Încălzirea electrică a betonului în cofraj glisant.* Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 9, 1968.

Vibratoare pentru compactarea betonului produse în România

Ing. V. Goran, ing. M. Ionescu

Dezvoltarea impetuoasă a sectorului de construcții din țara noastră a făcut necesară punerea în operă a unor cantități deosebit de importante de betoane de mărci superioare. Aceste betoane se pot obține numai prin procedee moderne de compactare, dintre care cel mai important este vibrarea.

Pentru satisfacerea necesităților șantierelor de construcții pentru vibrarea betoanelor, industria noastră constructoare de mașini a introdus în fabricație o gamă de vibratoare, care este în continuă creștere.

Construcția și caracteristicile tehnice ale vibratoarelor produse în țara noastră s-au stabilit pe baza cercetărilor și experimentărilor efectuate de Institutul de cercetări în construcții și economia construcțiilor — INCERC — în colaborare cu uzinele din cadrul Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini.

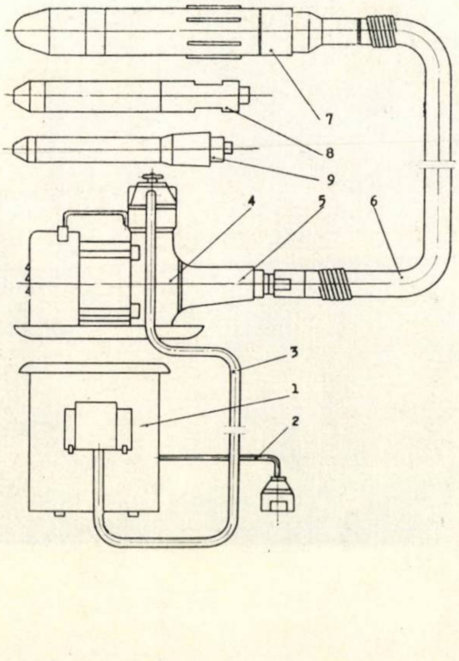
În cadrul acestui articol se prezintă construcția și caracteristicile tehnice ale vibratoarelor nou-introduse în fabricație în R. S. România.

I. VIBRATOARE ELECTRICE DE INTERIOR

Vibratoarele electrice de interior care se produc în țara noastră se încadrează în categoria vibratoarelor fără paliere portante, cu pendul sferic și arbore rigid.

Noul vibrator de interior tip VE 1 × 36, introdus recent în fabricație, se compune din următoarele părți principale (fig. 1): transformatorul *1*, cablul electric *2* de alimentare a transformatorului, cablul electric *3* de legătură între transformator și motor, motorul electric *4*, cuplajul de siguranță *5*, axul flexibil *6* și capetele vibratoare *7*, *8* și *9*.

Fig. 1



Prezintă interes construcția noilor capete vibratoare de tip planetar cu rulare exterioară. Un astfel de cap vibrator (fig. 2) se compune din axul de cuplare *1*, rezemat pe un rulment oscilant radial cu bile pe două rînduri *2*, introdus într-un manșon *3*. Axul transmite mișcarea de rotație fie direct (la capetele vibratoare de Ø 36 mm și Ø 46 mm), fie prin intermediul unei pene speciale (la capul vibrator de Ø 70 mm) la rotorul *4*, care rulează cu capul tronconic inferior în bucșa statorului *5*, asamblată prin filetare la corpul vibratorului *6*.

Inelele de etanșare *7* împiedică scurgerea lubrifiantului de la rulment la partea activă de rulare. Capul vibrator cu rulare exterioară a fost proiectat în trei mărimi, cu diametrul exterior de 70 mm, 46 mm și respectiv 36 mm.

Făcînd o comparație cu vechiul tip de capete vibratoare prevăzute cu rulare interioară, din punct de vedere constructiv, rezultă că vibratorul cu rulare exterioară prezintă următoarele avantaje:

— este mult mai simplu de executat din punct de vedere tehnologic, nemaiexistînd piese care să pună probleme speciale de fabricație, cum sînt arcul de cuplare și rotorul clopot;

— este mai robust în exploatare;

— soluția constructivă permite realizarea unor caracteristici funcționale superioare;

— dă posibilitatea realizării unor capete cu diametru exterior mai mic, necesare pentru compactarea betoanelor cu armătură deasă.

Din punct de vedere funcțional, la ambele tipuri de capete vibratoare, rotorul antrenat în mișcare de rotație de axul flexibil va executa, datorită unei mici excentricități, o mișcare de rotație compusă — planetară — atît în jurul axului propriu, cît și în jurul statorului, punînd astfel în vibrație capul vibrator. În acest fel se obține multiplicarea frecvenței de vibrație prin aplicarea proprietăților mișcării cicloidale.

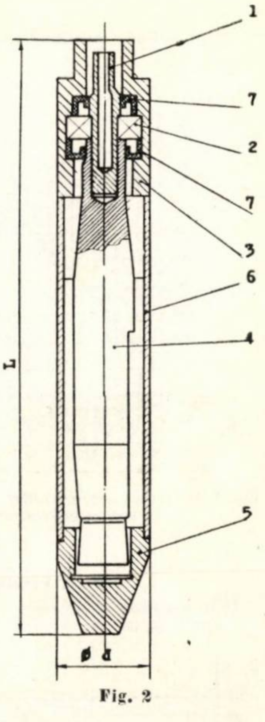


Fig. 2

În tabela 1 sînt prezentate caracteristicile tehnice și funcționale ale noilor tipuri de capete vibratoare, iar pentru comparație sînt indicate și cele ale tipurilor vechi.

Din analiza datelor din această tabelă rezultă că noile capete cu rulare exterioară sînt net superioare vechilor capete cu rulare interioară. Astfel, se poate constata că toți parametrii funcționali au valori superioare, frecvențele crescînd cu circa 16%, amplitudinile avînd valori de 2 — 4 ori mai mari, iar forțele vibratoare fiind mai mari cu

Tabela 1

Caracteristicile tehnice şi funcţionale ale capetelor vibratoare utilizate la vibratorul de interior tip VE 1 × 36

Caracteristica	Unitatea de măsură	Capete vibratoare				
		Cu rulare exterioară			Cu rulare interioară	
Diametrul exterior (*D*)	mm	36	46	70	50	75
Lungime (*L*)	mm	337	356	573	402	492
Greutate	kg	1,8	2,8	8,3	3,5	7,4
Frecvenţa de vibraţie în aer	vibr/min	19 000	17 000	12 000	14 000	10 000
Amplitudine maximă	mm	0,90	0,82	1,15	0,22	0,60
Forţă vibratoare	kgf	350	500	900	155	390
Rază medie de acţiune în beton	cm	20	25	40	22	27
Timpul optim de vibrare	s	30	30	30	30	30
Productivitatea tehnică	m^3/h	2	4	10	3	6

50—70 %. În consecinţă productivitatea tehnică a vibratoarelor a crescut cu 25—40%.

Vibratoarele electrice de interior sînt cele mai utilizate pe şantiere pentru compactarea elementelor de construcţii din beton (grinzi, stîlpi, pereţi etc.).

Cercetările efectuate cu toate vibratoarele de interior au arătat că compactarea straturilor de beton nu este uniformă nici pe direcţie orizontală şi nici pe direcţie verticală. În direcţie verticală se constată o îndesare mai accentuată a straturilor inferioare şi o înfoiere a straturilor superioare de beton. Pe direcţia orizontală se constată, de asemenea, că raza de acţiune a vibratorului variază în fiecare strat. Aceste constatări impun o anumită tehnologie de vibrare şi anume: vibratorul se introduce în beton încet şi în poziţie verticală. În fiecare poziţie vibratorul se menţine cufundat în beton, deplasîndu-se însă permanent pe verticală în sus şi în jos cîte puţin (5—10 cm), o durată de timp egală cu timpul optim de vibrare, după care se scoate încet şi se mută în poziţia vecină. Se verifică dacă betonul este suficient compactat după următoarele semne exterioare: încetarea tasării vizibile, formarea unei suprafeţe netede, apariţia la suprafaţă, în zona de acţiune a vibratorului, a unui strat subţire de lapte de ciment şi încetarea eliminării bulelor de aer.

În cazul în care punerea în operă a betonului se execută în mai multe straturi suprapuse, la vibrarea stratului nou este necesar ca vibratorul să pătrundă în stratul precedent pe o adîncime $\delta = 10\ \text{cm} \cdots \frac{h}{2}$ unde *h* este înălţimea straturilor de beton.

În acest fel se compactează şi îmbinarea dintre straturi şi se obţine un beton monolit.

Distanţa dintre poziţiile succesive ale capului vibrator, pe un rînd, trebuie să fie de cel mult 1,5 ori raza de acţiune.

Aceeaşi distanţă se recomandă şi între rîndurile vecine.

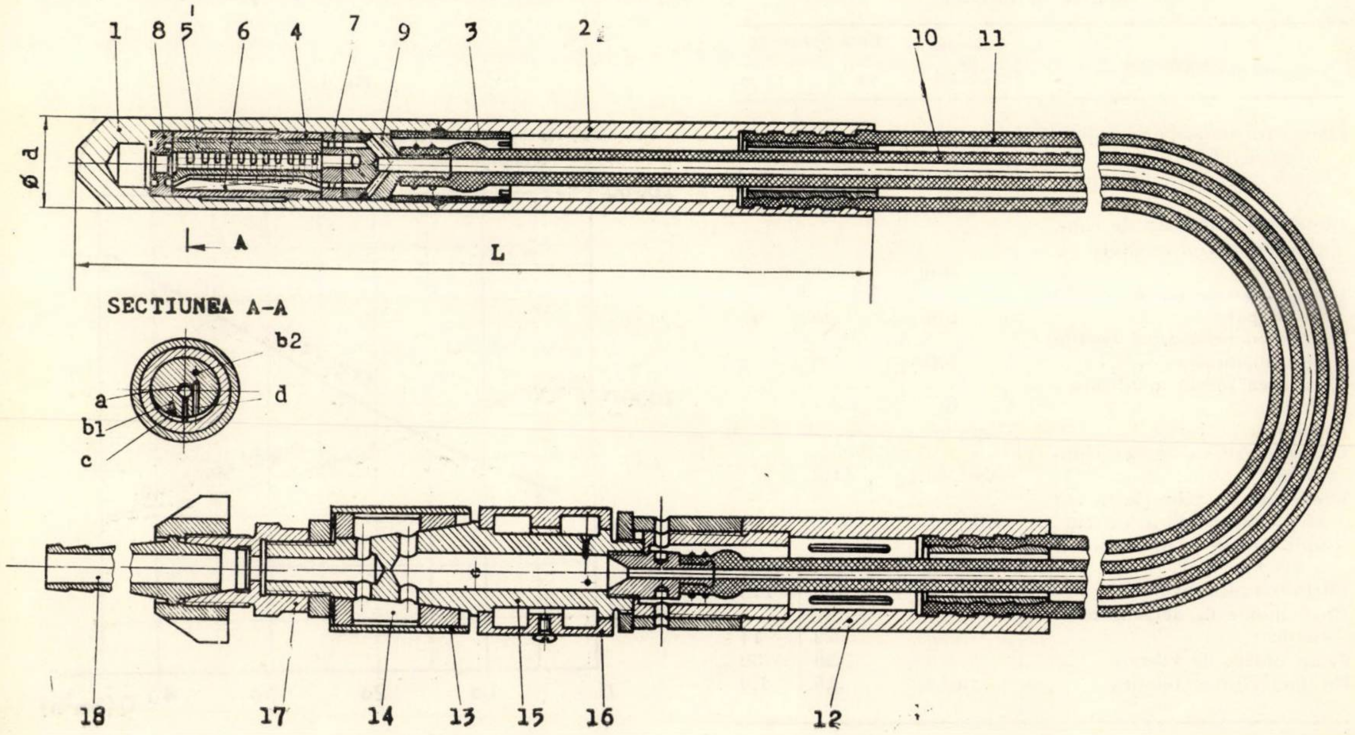
II. VIBRATOARE PNEUMATICE DE INTERIOR

Vibratoarele pneumatice de interior prezintă în anumite condiţii de exploatare o serie de avantaje faţă de vibratoarele acţionate electric, ca de exemplu:

— au o construcţie simplă şi robustă în exploatare, fără piese de mare uzură, cum sînt la vibratoarele electrice, arborii flexibili şi rulmenţii;

— realizează parametri de vibraţie (frecvenţă şi amplitudine) similari vibratoarelor electrice; în plus, aceşti pa-

Fig. 3



rametri pot fi reglaţi, în funcţie de necesitate, chiar în timpul compactării betonului, prin variaţia parametrilor aerului comprimat (presiune şi debit);

— permit o manipulare uşoară datorită dimensiunilor reduse şi greutăţii mici;

— necesită lucrări reduse pentru întreţinere şi reparaţii datorită numărului mic de repere, dintre care numai rotorul cu paleta de etanşare sînt în mişcare şi prezintă uzuri mai importante;

— în timpul lucrului se elimină orice pericol de accident prin electrocutare.

Aceste vibratoare însă, prezintă şi o importantă servitute şi anume necesitatea aerului comprimat la locul de punere în operă a betonului, care se poate realiza cu eficienţă economică numai în cadrul întreprinderilor şi poligoanelor de prefabricate, precum şi al şantierelor care au reţele de aer comprimat realizate în principal pentru alte necesităţi tehnologice.

În ţară se produc două vibratoare pneumatice de interior, tip VP 36 şi VP 52. Principalele elemente componente ale acestor vibratoare (fig. 3) sînt corpul vibratorului, turbina pneumatică, conductele pentru alimentare şi evacuare a aerului şi robinetul de reglare a debitului de aer.

Corpul vibratorului se compune din piesa de bază *1* şi ţeava de legătură *2*, asamblate prin filetare cu ajutorul bucşei *3*. Turbina de aer este formată din statorul *4*, fixat prin presare în piesa de bază *1* şi rotorul *5* prevăzut cu o paletă de textolit *6* care asigură etanşarea. În corpul rotorului sînt executate trei canale longitudinale, din care unul central *a* de diametru mai mare, pentru evacuarea aerului şi două simetrice b_1 şi b_2, de diametru mai mic, pentru alimentare. Pe înălţimea rotorului sînt practicate o serie de orificii transversale *c*, care corespund cu canalul longitudinal b_1 de alimentare. O altă serie de găuri transversale *d*, tangenţiale la canalul longitudinal central *a* de evacuare a aerului, servesc la imprimarea mişcării reactive a rotorului. Lubrifierea turbinei în timpul funcţionării este asigurată de un film de aer. Turbina este închisă cu un capac superior *7* şi cu un capac inferior *8*. Distribuitorul *9* este prevăzut cu două orificii laterale pentru admisia aerului comprimat şi cu un orificiu central pentru evacuarea acestuia.

Conductele sînt formate din două tuburi de cauciuc concentrice, tubul interior *10* fiind destinat pentru alimentare cu aer comprimat, iar tubul exterior *11* pentru eşaparea acestuia. Tubul de cauciuc exterior, de eşapare, este montat prin stringere cu un capăt în ţeava de legătură *2* de la corpul vibratorului şi cu celălalt capăt în manşonul de eşapare *12* de lîngă robinet. Tubul de cauciuc interior, de alimentare, este racordat cu un capăt la distribuitorul *9* şi cu celălalt capăt la robinetul de comandă.

Tabela 2

Caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratoarelor pneumatice de interior

Caracteristica	Unitatea de măsură	Tipul vibratorului	
		VP 52	VP 36
Diametrul exterior al capului vibrator (*D*)	mm	52	36
Lungimea capului vibrator (*L*)	mm	370	300
Lungimea tuburilor de cauciuc pentru alimentare şi eşapare	mm	2 500	2 500
Diametrul interior al tubului de eşapare	mm	25	19
Diametrul interior al tubului de alimentare	mm	8	4
Greutatea totală a vibratorului	kg	7,4	5
Presiunea de lucru	kgf/cm²	4...6	4...6
Consum maxim de aer comprimat	Nm³/min	1,2	0,5
Frecvenţă de vibraţie în aer, la presiunea de 5 kgf/cm²	vibr/min	13 000	11 000
Amplitudinea la presiunea de 5 kgf/cm²	mm	0,33	0,31
Forţă vibratoare	kgf	460	110
Rază medie de acţiune în beton	cm	22	14
Timp optim de vibrare	s	30	30
Productivitatea tehnică	m³/h	3,5	1,0

Robinetul este format din manşonul *13*, ventilul *14*, cepul *15* şi rezervorul de ulei *16* pentru ungere. În capul robinetului este asamblat, prin niplul *17*, racordul terminal *18*, prin care se face legătura la sursa de aer comprimat.

Rotorul antrenat în mişcare de efectul reactiv al aerului comprimat va executa o mişcare de rotaţie compusă—planetară—atît în jurul axului propriu, cît şi în jurul statorului, punînd astfel în vibraţie capul vibrator. Fenomenul este similar cu cel care are loc la vibratorul electric de interior cu rulare exterioară.

Prin schimbarea presiunii aerului comprimat de alimentare sau prin variaţia debitului acestuia, care se poate comanda cu ajutorul robinetului, se pot obţine diferiţi parametri de vibrare.

În tabela 2 sînt prezentate caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratoarelor pneumatice de interior produse în ţară.

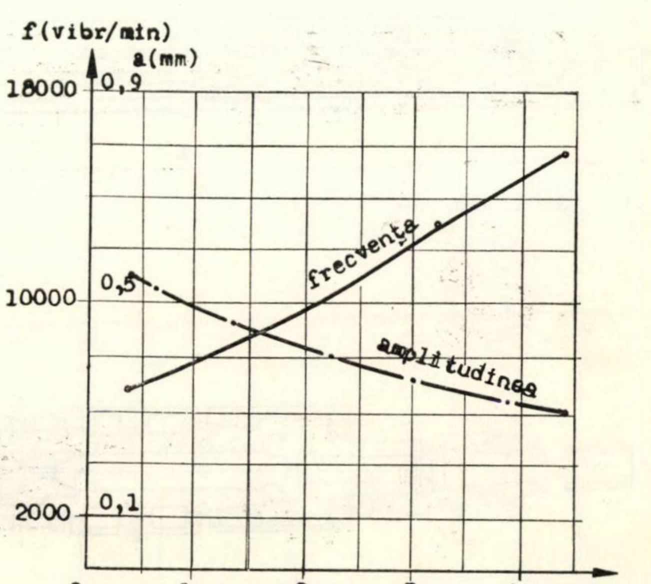
La aceste vibratoare este importantă posibilitatea variaţiei caracteristicilor funcţionale prin schimbarea parametrilor aerului comprimat de alimentare.

Cercetările efectuate au arătat că variaţia presiunii în limitele uzual întîlnite în exploatare, de la 4 kgf/cm² la 6 kgf/cm², nu influenţează în mod hotărîtor caracteristicile de vibraţie. Astfel, prin creşterea presiunii aerului comprimat de la 4 kgf/cm² la 6 kgf/cm², frecvenţele de vibraţie cresc numai de la 12 000 vibr/min la 15 000 vibr/min, amplitudinile scăzînd în acelaşi timp de la 0,38 mm la 0,30 mm.

Elementul determinant al variaţiei caracteristicilor de vibraţie este debitul aerului comprimat. La vibratorul VP 52 se poate obţine, prin variaţia deschiderii robinetului, o variaţie de debit, în funcţie de presiune, de la 11 Nm³/h la presiunea de 4 kgf/cm², pînă la 70 Nm³/h la presiunea de 6 kgf/cm². După cum rezultă din figura 4, prin variaţia debitului aerului comprimat, gama frecvenţelor de vibraţie ale acestui vibrator se poate extinde în limite foarte largi.

Referitor la utilizarea acestor vibratoare, se recomandă ca ele să fie folosite în poligoanele şi întreprinderile de prefabricate de beton, precum şi în şantierele de construcţii care au surse economice de aer comprimat.

Fig. 4



III. VIBRATOARE ELECTRICE DE EXTERIOR

Introducerea elementelor din beton precomprimat şi a celor din prefabricate din beton de mare serie în tehnica executării construcţiilor a impus realizarea unor vibratoare de exterior care să asigure o compactare energică şi eficientă a betonului.

În ţara noastră se vor produce cu începere din acest an două tipuri de vibratoare electrice de exterior de mare putere, denumite VEE-1600 S (cu prindere în montaj stabil) şi VEE-1 600 P (cu prindere în montaj pendular). Vibratorul cu montaj stabil transmite vibraţii circulare, iar vibratorul cu montaj pendular transmite vibraţii unidirecţionale. Construcţia generală a celor două tipuri de vibratoare este similară, în afară de sistemul de prindere, care le diferenţiază.

Vibratorul electric de exterior în montaj stabil tip VEE-1 600 S (fig. 5) se compune din carcasa vibratorului *1*, statorul bobinat *2*, rotorul cu axul prelucrat *3*, scuturile motorului *4*, care conţin şi lagărele axului, capacele demontabile *5* pentru închiderea excentricelor — executate din tablă ambutisată — rulmenţii *6*, excentricele *7* fixate pe ax cu ajutorul penei *8*, excentricele *9* a căror poziţie se poate regla cu ajutorul şurubului *10*, şuruburile de asamblare *11* şi cutia conexiunilor *12*. La acest vibrator, sistemul de prindere este format dintr-o placă, care face corp comun cu carcasa *1* şi în care sînt prevăzute patru găuri Ø 22 pentru şuruburile de prindere.

Vibratorul electric de exterior în montaj pendular tip VEE-1 600 P (fig. 6) se compune, în mod similar, din carcasa vibratorului *1*, statorul bobinat *2*, rotorul cu axul prelucrat *3*, scuturile motorului *4*, capacele demontabile *5*, rulmenţii *6*, excentricele *7*, fixate pe ax cu penele *8*, excentricele reglabile *9* cu ajutorul şuruburilor *10*, cutia de conexiuni *11*, postamentul de fixare *12*, axul de pendulare *13*, bucşele elastice *14*, care permit fixarea vibratorului sub unghiul necesar, rulmenţii *15* ai axului de pendulare, manşonul de cauciuc *16* pentru fixarea cablului şi cablul electric de alimentare *17*.

Din punct de vedere funcţional, datorită mişcării de rotaţie a excentricelor se produc vibraţii care se transmit prin carcasa vibratorului, sistemul de prindere şi tipar la betonul ce trebuie compactat.

Schimbarea poziţiei reciproce a excentricilor permite realizarea unor forţe centrifuge dezvoltate între 500 şi 1 600 kgf. În tabela 3 sînt prezentate caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratoarelor electrice de exterior tip VEE-1 600.

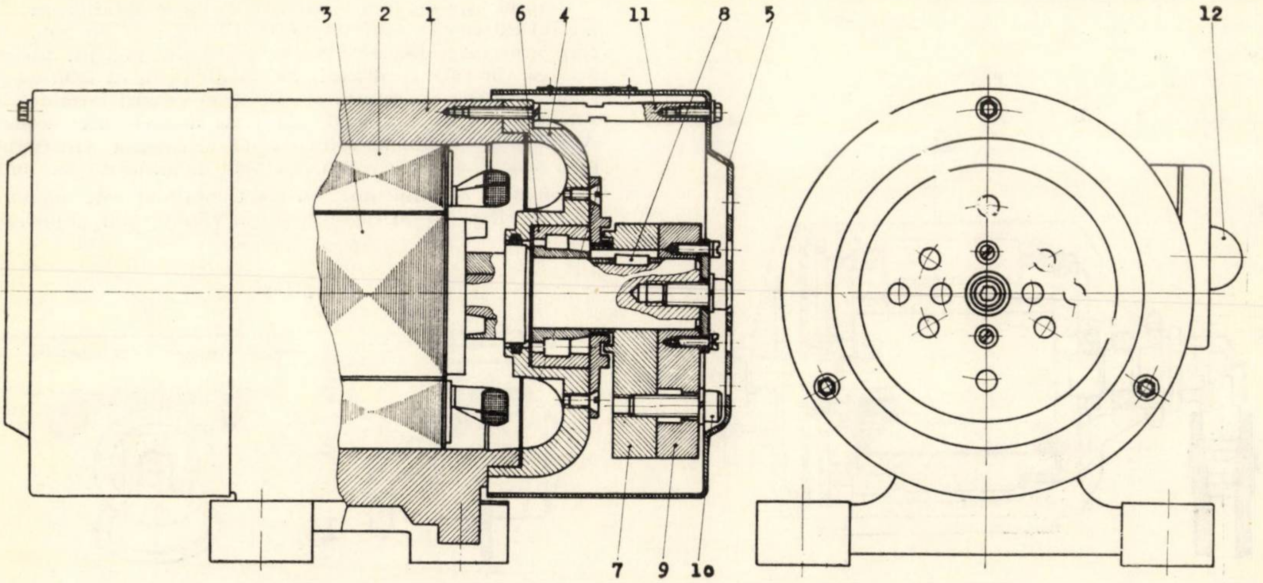
Aceste vibratoare sînt indicate să fie utilizate în principal la compactarea betoanelor turnate în confraje sau tipare, în întreprinderi sau poligoane de prefabricate, precum şi pe şantier, pentru realizarea elementelor de construcţii.

Tabela 3

Caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratoarelor electrice de exterior tip VEE-1 600

Caracteristica	Unitatea de măsură	Valoarea	
		Tip VEE 1 600 S	Tip VEE 1600 P
Puterea motorului	kW	1,1	1,1
Intensitate	A	2,5	2,5
Tensiunea nominală de alimentare	V	380	380
Frecvenţa curentului	Hz	50	50
Turaţia sincronă a motorului	rot/min	3 000	3 000
Dimensiuni de gabarit :			
— lungime	mm	355	373
— lăţime	mm	236	225
— înălţime	mm	217	305
Frecvenţa vibraţiilor	vibr/min	2 850	2 850
Amplitudinea vibraţiilor în funcţie de valoarea forţei vibratoare	mm	1,5...4,0	1,5...4,0
Forţa vibratoare, reglabilă în 6 trepte	kgf	500 ; 800 ; 1 000 ; 1 200 1 400 ; 1 600 ;	500 ; 800 1 000 ; 1 300 1 400 ; 1 600
Timpul optim de vibrare în funcţie de forţa vibratoare	s	35...45	35...45
Volumul de beton compactat la o repriză de vibrare, în funcţie de forţa vibratoare	m^3	0,3...0,5	0,3...0,7
Tasarea betonului după o repriză de vibrare, în funcţie de forţa vibratoare	mm	100...150	100...200
Unghiul de pendulare	grade	—	±45
Greutatea	kg	38	47

Fig. 5



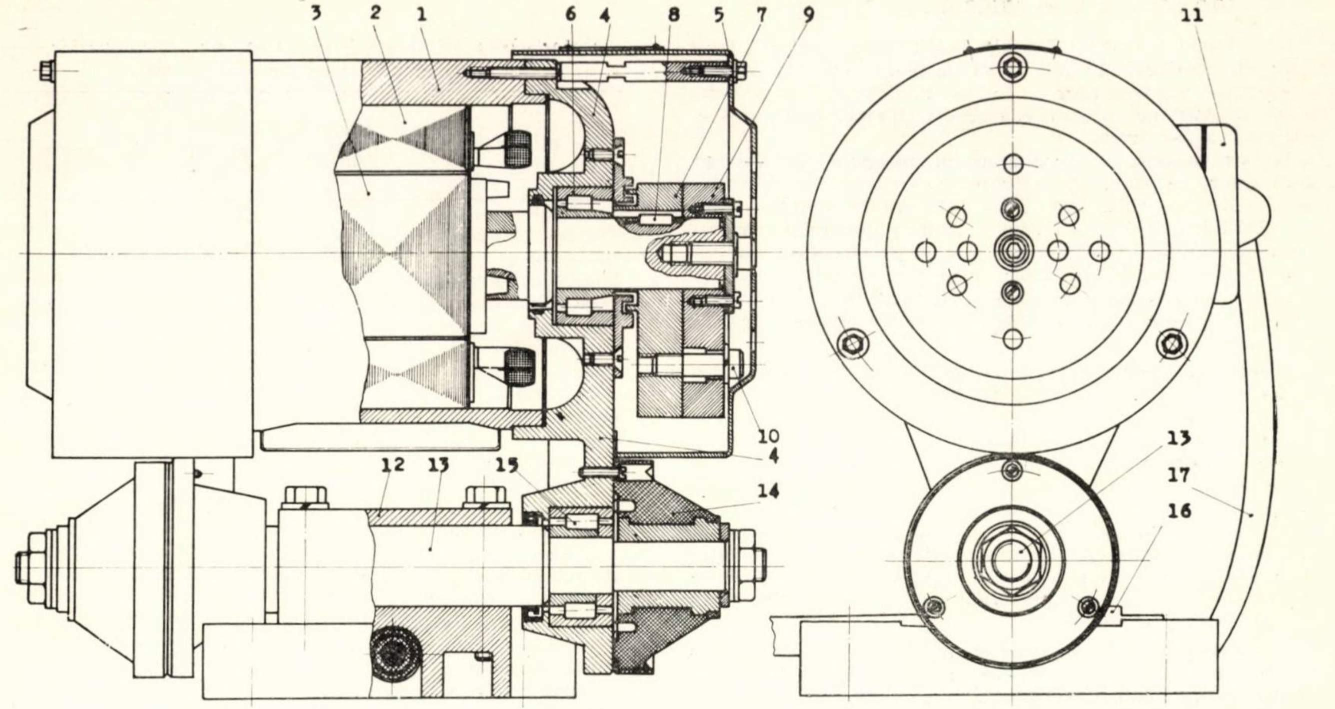


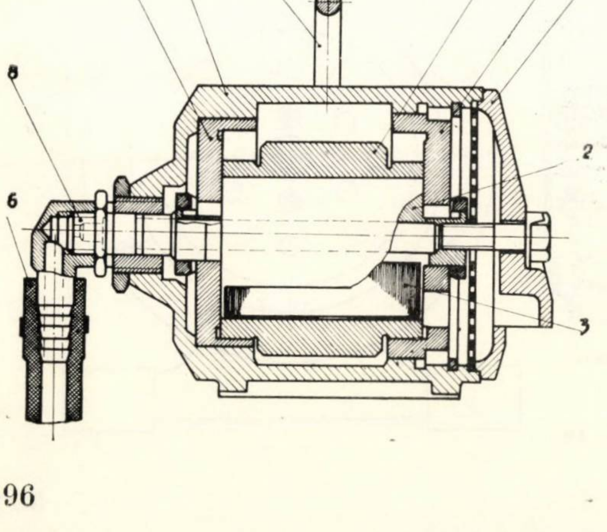
Fig. 6

Astfel, în întreprinderile şi poligoanele de prefabricate, vibratoarele tip VEE-1 600 sînt indicate pentru compactarea elementelor formate pe standuri, cu o greutate mare, cum ar fi : chesoanele precomprimate de acoperiş, elementele de acoperiş cu profil ,,TT" sau ,,T", grinzile cu inimă plină din beton precomprimat, fermele din beton precomprimat, stîlpii pentru liniile electrice aeriene etc. Pe şantierele de construcţii, sînt indicate pentru preturnarea elementelor de construcţii, cum sînt stîlpi, chesoane, grinzi cu inimă plină, elemente de ferme etc.

IV. VIBRATOARE PNEUMATICE DE EXTERIOR

În ţară se fabrică şi un tip de vibratoare pneumatice denumit VPC-2 000, care se compune din următoarele părţi principale (fig. 7) : carcasa *1*, axul *2*, cu lamela de etanşare *3*, discurile *4* care formează căile de rulare, rotorul *5*, conducta *6* de alimentare cu aer comprimat şi rezervorul de ulei montat la capătul conductei. Vibratorul se fixează pe cofraj cu ajutorul unei tălpi-suport (fig. 8).

Fig. 7



Carcasa vibratorului de formă cilindrică este confecţionată prin turnare din oţel. La partea superioară, carcasa este prevăzută cu un mîner *7* pentru manipulare, iar la partea inferioară cu două picioare pentru prindere de placa de fixare. Pe una din părţile frontale, carcasa este prevăzută cu un ştuţ *8* de racord la conducta de alimentare cu aer comprimat. În cealaltă parte frontală, carcasa este închisă cu un capac *9*, prevăzut cu o fantă pentru eşaparea aerului.

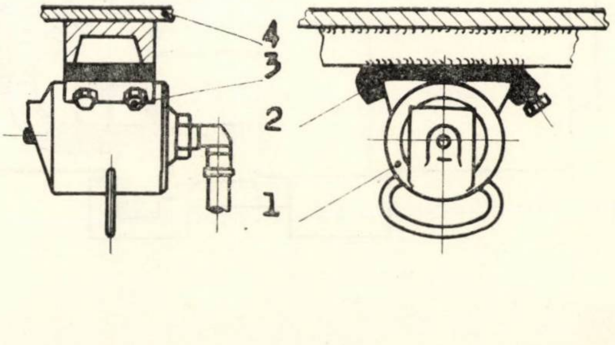
Axul vibratorului este o piesă cilindrică de oţel prevăzută longitudinal cu o gaură centrală pentru admisia aerului comprimat şi cu o fantă pentru lamelă. Lamela de etanşare este confecţionată din textolit şi este prevăzută cu trei canale transversale.

Discurile care formează de fapt statorul vibratorului sînt montate şi fixate cu piuliţe crenelate şi siguranţe în părţile frontale ale axului. Suprafeţele inelare interioare ale discurilor sînt prelucrate foarte îngrijit, deoarece servesc drept cale de rulare pentru rotor. Discul montat în dreptul capacului carcasei are o fantă pentru eşaparea aerului.

Rotorul este o piesă cilindrică, goală la interior, cu diametrul exterior în două trepte. Părţile frontale ale rotorului, care formează prima treaptă, sînt prelucrate îngrijit, deoarece acestea vor rula pe discuri. Se menţionează că axul cu lamela de etanşare, rotorul şi cele două discuri formează un subansamblu care se montează şi se demontează deodată. Acest subansamblu se solidarizează la carcasa vibratorului prin pene. Capacul carcasei este fixat de ax printr-un şurub.

Conducta de alimentare cu aer comprimat este un tub de cauciuc fixat cu un capăt la ştuţul vibratorului şi prevăzut

Fig. 8



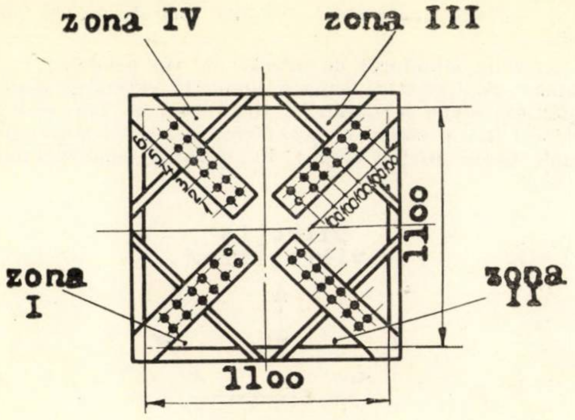


Fig. 9

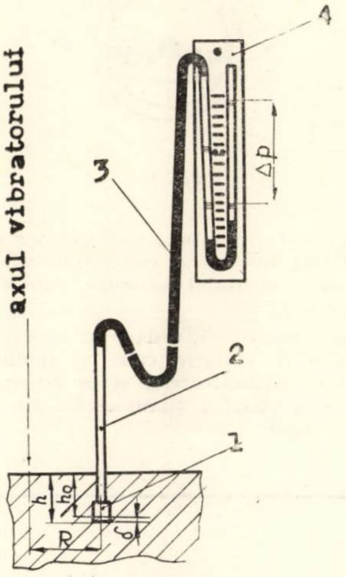


Fig. 10

Tabela 4

Caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratorului pneumatic de exterior VPC 2 000

Caracteristica	Unitatea de măsură	Valoarea			
1	2	3			
Presiunea de lucru	kgf/cm^3	3	4	5	6
Frecvenţa vibraţiilor	vibr/min	7 300	8 500	9 200	9 700
Amplitudinea vibraţiilor	mm	1,35			
Forţa vibratoare	kgf	1 100	1 500	1 750	2 000
Consumul de aer comprimat	Nm^3/min	0,9	1,1	1,3	1,5
Timpul optim de vibrare	s	45	40	40	40
Volumul de beton compactat într-o repriză de vibrare	m^3	0,40	0,45	0,57	0,72
Tasarea betonului după o repriză de vibrare	mm	80	100	120	150
Dimensiuni de gabarit fără talpă suport					
— lungime	mm	245			
— lăţime	mm	175			
— înălţime	mm	188			
Dimensiuni de gabarit ale tălpii suport :					
— lungime	mm	210			
— lăţime	mm	100			
— înălţime	mm	50			
Greutatea vibratorului	kg	16,5			
Greutatea tălpii suport	kg	3,0			
Diametrul interior al tubului de cauciuc pentru alimentare cu aer	mm	16			

la celălalt capăt cu un cuplaj rapid pentru racordul la reţeaua de aer comprimat.

Rezervorul de ulei, montat la capătul conductei de alimentare cu aer comprimat, asigură lubrifierea pieselor vibratorului în timpul funcţionării.

Talpa-suport pentru fixarea vibratorului este o placă metalică de 15 mm grosime, cu marginile îndoite pentru a permite prinderea picioarelor carcasei.

Vibratorul se fixează la talpă prin intermediul a două şuruburi.

Funcţionarea vibratorului este descrisă mai jos.

Prin cele trei canale ale lamelei, aerul este dirijat din interiorul axului, în spaţiul dintre ax şi peretele interior al rotorului. Ca urmare, rotorul este deplasat radial şi antrenat în mişcare de rotaţie. Datorită excentricităţii rotorului faţă de căile de rulare ale discurilor, acesta îşi va multiplica viteza printr-o mişcare hipocicloidală. În timpul rotaţiei rotorului, lamela execută o mişcare radială de du-te-vino, datorită presiunii aerului care o scoate din ax şi a rotorului care o reintroduce.

În acest fel lamela este singura piesă de uzură a vibratorului.

Aerul comprimat este eşapat în atmosferă prin fantele prevăzute în discul posterior şi în capacul carcasei.

Datorită mişcării hipocicloidale a rotorului, intră în vibraţie întreaga masă a vibratorului.

Caracteristicile tehnice şi funcţionale ale vibratorului tip VPC-2 000 sînt indicate în tabela 4.

Din analiza datelor din această tabelă rezultă că performanţele realizate de acest vibrator sînt foarte bune. Acest vibrator, de dimensiuni mai mici şi cu greutate mult mai redusă faţă de vibratoarele electrice de exterior, realizează parametri de vibraţie superiori acestora. Singurul inconvenient al acestui vibrator constă în necesitatea aerului comprimat, a cărui folosire nu este eficientă economic decît în cazul unor gospodării raţionale de aer, care să deservească şi alte procese tehnologice.

V. CONSIDERAŢII FINALE

Realizarea în ţară a vibratoarelor pentru compactarea betonului a avut ca scop dotarea şantierelor de construcţii cu utilaje moderne, cu performanţe la nivelul tehnicii mondiale, de o construcţie simplă şi robustă în exploatare.

La cercetările efectuate s-au folosit cele mai noi metode experimentale. Astfel, frecvenţele şi amplitudinile de vibraţie au fost determinate prin două metode : cu vibrografe mecanice, la care înregistrarea se face direct pe bandă de hîrtie cerată şi cu vibrografe electronice, metodă la care se folosesc traductori tensiometrici inductivi, vibraţiile fiind înregistrate pe o peliculă foto prin intermediul unei punţi tensiometrice şi al unui oscilograf magnetoelectric cu bucle. La vibratoarele de interior, măsurătorile s-au executat în 3—5 puncte pe înălţimea capului vibrator, pentru a se pune în evidenţă variaţia parametrilor.

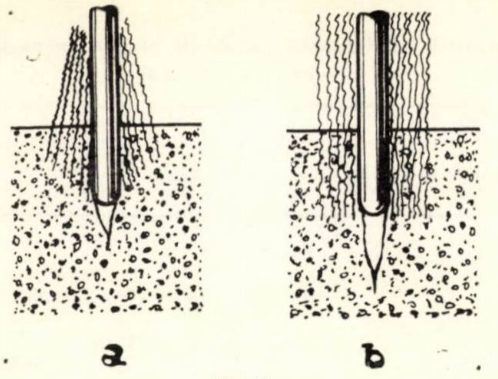


Fig. 11

La determinarea razei de acțiune în beton a vibratoarelor s-au folosit trei metode. Prima metodă și cea mai expeditivă constă în măsurarea directă a volumului de beton ce se constată a fi bine compactat după decofrare, conform indicațiilor din normativul C.S.C.A.S. nr. 03.07.56. O altă metodă experimentală care dă rezultate mult mai bune constă în măsurarea conductibilității electrice a betonului înainte de compactare și după diverși timpi de vibrare, la diverse distanțe de vibrator, prin intermediul unor electrozi introduși în masa de beton (fig. 9). Cea de a treia metodă experimentală este metoda clopotului pneumatic, care se bazează pe fenomenul transformării betonului ce se vibrează din starea de masă afînată în stare de lichid greu, în care apare o presiune internă supusă legilor hidrostaticii (fig. 10).

Prin cercetările efectuate s-a urmărit ca la compactarea betonului prin vibrare, vibrațiile să se transmită de la un vibrator de dimensiuni cît mai mici, la un volum de beton cît mai mare.

Cercetările au permis să se stabilească anumite corelații între amplitudinea și frecvența vibrațiilor pe de o parte și raza de acțiune în beton pe de altă parte și în consecință să se realizeze construcțiile cele mai indicate pentru vibratoare.

Astfel, la vibratorul de interior de tip pendular recent realizat, golul creat în beton se umple la extragere datorită repartiției conice a vibrațiilor (fig. 11 a), în timp ce la vibratorul de tip clasic, cu excentric pe lagăre, acest gol se umple numai parțial (fig. 11 b) datorită repartiției cilindrice.

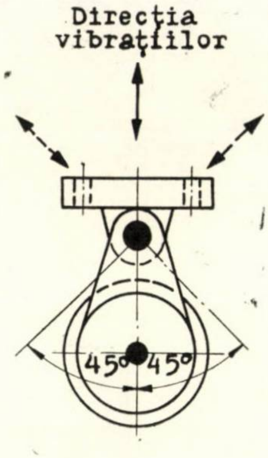


Fig. 12

În mod similar, la vibratoarele de exterior se obțin efecte de compactare mai bune și un consum de energie mai redus, dacă se utilizează montajul pendular, care asigură vibrații unidirecționale (fig. 12).

Trebuie însă remarcat că, o dată cu creșterea frecvențelor și amplitudinilor de vibrație, cresc și greutatea și gradul de complexitate al vibratoarelor și ca urmare la stabilirea soluțiilor pentru realizarea vibratoarelor din țară s-a ținut cont de toți factorii.

Influența temperaturii asupra întăririi chiturilor pe bază de silicat de sodiu determinată prin metoda ultrasonică

Dr. ing. I. Făcăoaru, ing. D. Teodorescu și ing. Maria Blum

I. GENERALITĂȚI

Chitul antiacid pe bază de silicat este un amestec format dintr-o componentă lichidă (silicat de sodiu sau silicat de potasiu) și o componentă solidă, omogenă, formată din materiale de umplutură rezistente la acizi și un agent de întărire.

Procentul de întăritor trebuie astfel ales ca să asigure întărirea și rezistența ulterioară față de soluțiile acide. Aceste chituri sînt cele mai uzuale și mai ieftine folosite în protecția antiacidă, atît ca strat de prindere pentru plăci, cît și ca material pentru rosturi. Deși ușor de realizat, nerespectarea întru totul a compoziției și a unor indicații de aplicare au dus la comportări deosebite în exploatare, mergînd chiar la compromiterea materialului. Comportarea neuniformă se datorește fie unei dozări neconforme a întăritorului [1], fie utilizării unor materiale necorespunzătoare (silicat de sodiu cu modul de silice prea mic sau păstrat în condiții necorespunzătoare), fie aplicării în condiții de temperatură în afara limitelor prescrise, supunerii acestuia la soluții diluate înaintea timpului optim de maturizare și neaplicării tratamentului de suprafață cu soluții de H_2SO_4 20% sau HCl 10%.

În vederea explicării fenomenelor care au loc la întărirea chitului pe bază de silicați, se vor arăta la început procesele fizico-chimice care duc la întărirea acestui chit și cum este el influențat de temperatură.

Din punct de vedere chimic, există în soluția de silicat o stare de echilibru între apă, soluția de acid silicic și alcalii. Acidul silicic se menține sub formă de săruri în limitele unui anumit grad de alcalinitate. Interreacția între soluția apoasă a silicatului de sodiu sau potasiu și agentul de întărire duce la neutralizarea alcalinității soluției și trecerea în mediu acid, ceea ce are ca urmare precipitarea unei

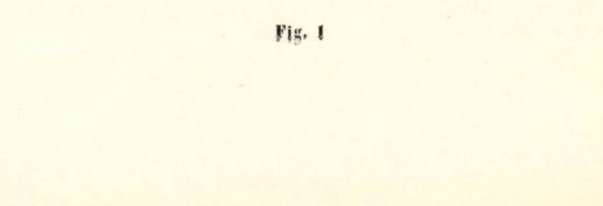


Fig. 1

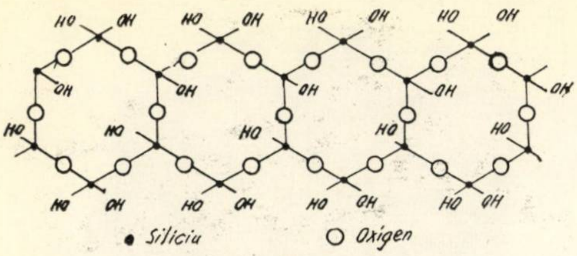
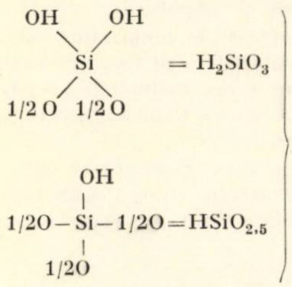


Fig. 2

structuri neordonate de acid matasilicic sub formă de fire lungi (începutul stării gelice).

Doi acizi silicici filiformi se pot condensa între ei și pot da naștere la un complex în formă de panglică (fig. 2).

În această structură sînt două feluri de grupări ce conțin atomi de siliciu și anume: atomii de siliciu din unghiurile exterioare ale panglicii, care sînt legați cu două punți de oxigen și doi oxidrili și restul atomilor de siliciu legați cu trei punți de oxigen și un oxidril. Aceste două feluri de grupări se găsesc în panglică în număr egal. Dacă scriem formula pentru fiecare fel de grupare, le însumăm și le aducem la atomi întregi, obținem următoarea formulă pentru acidul silicic sub formă de panglică:



$$(OH)_2Si(1/2\,O)_2 = H_2SiO_3$$

$$(1/2\,O)_3Si(OH) = HSiO_{2,5}$$

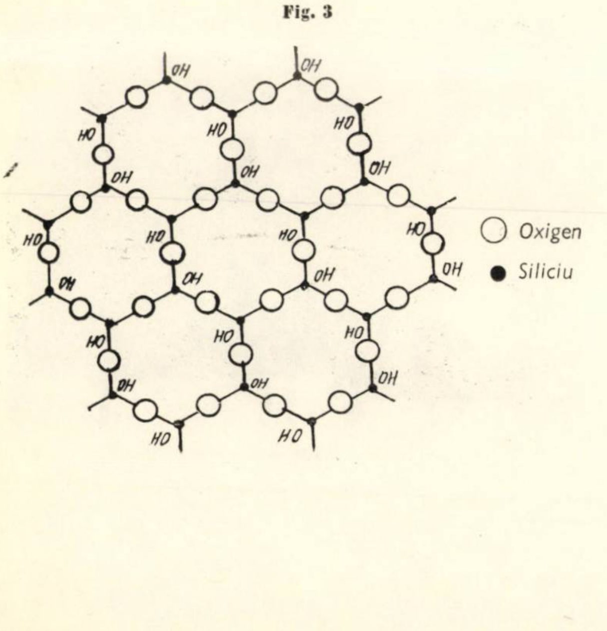
suma $H_3Si_2\ O_{5,5}$
$\times 2 = H_6Si_4O_{11}$, cu ionul
$Si_4O_{11}^{6-}$

Aceste panglici se pot condensa mai departe și formează planuri infinite (fig. 3), în care nu există decît o singură grupare cu siliciu care se repetă: $HSiO_{2,5}$, oxidrilul fiind perpendicular pe plan și așezat alternativ de o parte și de alta a planului. Formula acidului silicic plan este $HSiO_{2,5} \times 2 = H_2Si_2O_5$ cu ionul $Si_2O_5^{2-}$

O dată cu apariția unor forme ordonate, polimerii anorganici liniari, sub formă de panglici și de planuri, se observă o influență favorabilă asupra creșterii rezistențelor mecanice ale chitului.

În sfîrșit, dacă aceste planuri se condensează între ele, prin eliminarea unei molecule de apă între oxidrilii învecinați din planele suprapuse, se ajunge la structura tridimensională a bioxidului de siliciu cristalizat: SiO_2 (mai corect $Si_n\ O_{2n}$, fiindcă nu există molecule de SiO_2, ci numai bioxid de siliciu cristalizat sau amorf [2]). Este faza în care are loc formarea sistemului cristalin și stabilizarea lui ulterioară prin pierderea apei.

Fig. 3



Cu toate că acest chit își pierde foarte repede plasticitatea prezentînd un început de priză rapid, reacția de formare a SiO_2, respectiv a structurii cristaline, nu apare instantaneu, ci într-un interval mai scurt sau mai lung, funcție de mediul exterior, temperatură, umiditate, tratament de suprafață, care influențează diferite faze de transformare parțială sau completă a formei gelice și a celei cristaline.

Grigoriev și alții au efectuat studii detaliate asupra procesului de întărire a chiturilor antiacide pe bază de silicați, care folosesc ca acceleratori de întărire fluosilicații.

Poliakov indică reacțiile pentru procesul de întărire [3]:

$$Na_2O\ n\ SiO_2 + (2n + 1)\,H_2O \rightleftarrows n\ Si(OH)_4 + 2NaOH$$
$$Na_2SiF_6 + 4H_2O \rightleftarrows Si(OH)_4 + 2NaF + HF$$
$$NaOH + HF \rightleftarrows NaF + H_2O.$$

Același fenomen poate apărea și în contact direct cu aerul încărcat cu CO_2, dar în acest caz reacțiile au loc foarte lent și incomplet, datorită formării unei cruste la suprafața, chitului, care împiedică sau reduce eliminarea apei din interior și pătrunderea CO_2 din atmosferă în masa chitului·

$$Na_2SiO_3 + CO_2 + 2H_2O = Si(OH)_4 + Na_2CO_3\ ([4]\ [5]).$$

Temperatura influențează, așa cum se vede mai jos, întărirea chiturilor pe bază de silicați în așa măsură, încît în afara acestui interval ea este foarte mult întîrziată sau poate deveni atît de rapidă încît materialul să devină practic neprelucrabil.

Ținînd seamă de faptul că din lucrările noastre anterioare privind chiturile pe bază de silicați alcalini [5], în care s-a preconizat includerea unor adaosuri minerale și organice cu caracter hidrofob în vederea obținerii unui grad de impermeabilitate mai ridicat, rezultă că grafitul s-a comportat cel mai bine, am studiat influența temperaturii asupra întăririi chiturilor pe bază de silicați pe trei tipuri de chituri:

— chitul pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu de tip IFA;

— chitul pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu cu adaos de grafit;

— chit antiacid Hoechst HB, un chit antiacid pe bază de silicat cu întăritor lipsit de halogeni.

În această lucrare s-a urmărit stabilirea influenței temperaturii asupra întăririi celor trei tipuri de chituri menționate mai sus.

II. CERCETĂRI DE LABORATOR

1. Materialele și compozițiile cercetate

În cadrul cercetărilor de laborator s-au studiat următoarele chituri antiacide pe bază de silicați:

— chit antiacid pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu;

— chit antiacid pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu cu adaos de grafit coloidal;

— chit antiacid Hoechst HB pe bază de silicat cu întăritor lipsit de halogeni.

Dăm mai jos materialele utilizate la prepararea acestor chituri și cîteva caracteristici ale acestora.

— Nisip de Orșova
Conținut în SiO_2 % 92,5

Compoziție granulometrică

sita nr.	0063	0071	009	02
treceri %	82,4	89,6	96	100

— Nisip de Văleni
Conținut în SiO_2 % 97

Compoziție granulometrică

sita nr.	0063	0071	009	02
treceri %	6,6	11,6	20	85,6

– Grafit coloidal din import

suprafața specifică	cm²/g	14,269
densitate	g/cm³	2,01977

Compoziție granulometrică

sita nr.	0063	0071	009	01
treceri %	99,85	99,87	99,95	100

– Material de umplutură Hoechst HB.

Compoziție granulometrică

sita nr.	0063	0071	009	02
treceri %			13,9	67,4

– Silicat de sodiu tip C

Compoziție chimică

	Lot experimental	STAS 2902/61
Aspect	ușor tulbure	limpede
SiO_2 %	27,7	27,7–32
Na_2O	9,86	9,3–11
$\frac{SiO_2}{Na_2O}$	2,90	2,9–3,2

– Fluosilicat de sodiu

Conținut % 99,9.

Materialul de umplutură (componentă solidă) pentru chiturile indigene s-a obținut într-un amestec perfect omogen, prin amestecarea și apoi ciuruirea nisipului de Orșova cu nisip de Văleni. Adăugarea fluosilicatului s-a făcut într-o moară cu bile, în care, după mărunțirea fluosilicatului de bilele morii, s-a introdus amestecul de agregat și nisip și s-a continuat omogenizarea circa 10 minute.

Compoziția și curba granulometrică a amestecului au fost :

nisip de Orșova	75 p. în greutate
nisip de Văleni	20 p. în greutate
fluosilicat de sodiu	5 p. în greutate

sita nr.	0063	0071	009	02
treceri %	66,4	74,4	80,4	97,2

Pentru compoziția cu adaos de grafit, acesta a fost adăugat în proporția prescrisă prin amestecarea în moară a materialului de umplutură realizat mai sus cu grafit coloidal, timpul de amestecare și încărcătura morii fiind astfel calculate încît curba granulometrică să nu fie schimbată. Compozițiile celor două chituri preparate în laborator sînt menționate mai jos :

– Chit antiacid pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu

material de umplutură	73 p. în greutate,
silicat de sodiu tip C	27 p. în greutate.

– Chit antiacid pe bază de silicat și fluosilicat de sodiu cu adaos de grafit

material de umplutură cu circa 6% grafit coloidal	70 p. în greutate,
silicat de sodiu tip C	30 p. în greutate.

– Chit antiacid Hoechst HB pe bază de silicat cu întăritor lipsit de halogeni

material de umplutură cu agent de întărire necunoscut	77 p. în greutate,
silicat de sodiu tip C	23 p. în greutate.

2. Modul de lucru

S-au confecționat epruvete de formă cilindrică cu diametrul de 11 cm și înălțimea de 3 cm, turnate în cofraje cu pereții laterali din PVC, așezate pe o placă metalică pentru a putea fi menținute în forma dată de pereții laterali în timpul încercării (fig. 4).

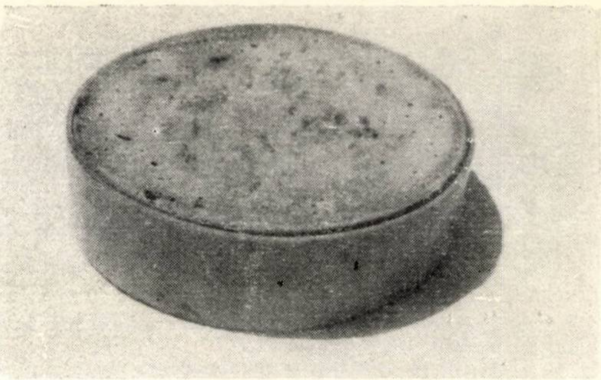


Fig. 4

Epruvetele au fost confecționate conform compoziției redate în lucrare, au fost turnate în tiparele descrise mai sus, compactate prin menținerea circa o oră sub o sarcină de 5 kgf aplicată, prin intermediul unui disc metalic, uniform pe întreaga suprafață a epruvetei și încercate la diferite vîrste prin metoda ultrasonică de impuls.

Întrucît încercările au fost făcute la temperaturi diferite de cea a mediului ambiant, materialele au fost termostatate la temperaturile de lucru cîteva ore înainte de pregătirea epruvetelor, astfel încît să se asigure o temperatură omogenă în întreaga masă a materialului.

Măsurătorile cu ultrasunete au fost făcute cu ajutorul elastometrului RECO (fig. 5) pentru vîrste foarte mici și cu ajutorul auscultorului dinamic SBR-2 (fig. 6) pentru vîrste medii și mari.

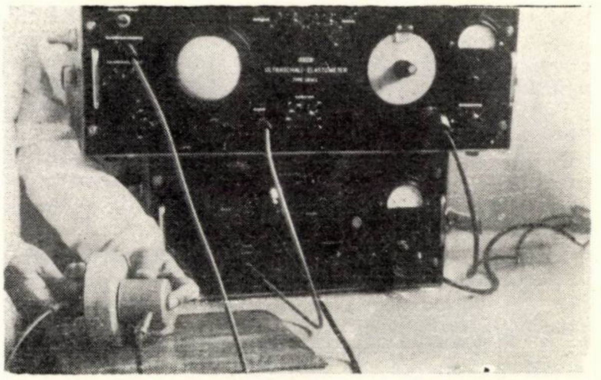


Fig. 5

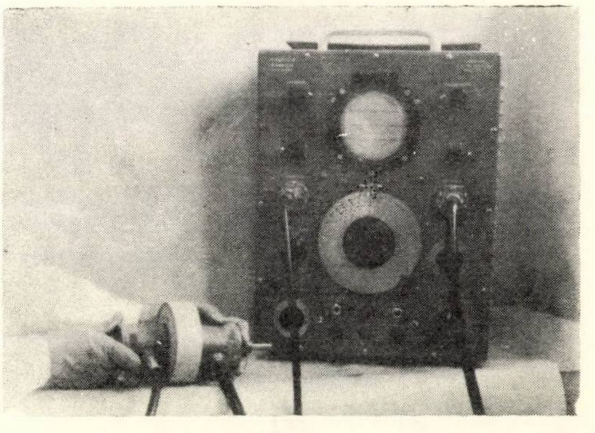


Fig. 6

Această diferențiere a fost necesară întrucît utilizarea elastometrului RECO cu frecvență mai redusă a palpatorilor (20 kHz), permite măsurători de la o vîrstă mai tînără, iar utilizarea auscultorului cu o frecvență mai ridicată a palpatorilor (100 kHz) permite măsurători de o precizie superioară la vîrste mai mari.

Palpatorii au fost aplicați pe cele două fețe plane opuse ale epruvetei, în centrul lor, astfel încît să se elimine influența efectului de perete asupra măsurătorilor. Transmisia energiei ultrasonice de la palpatori la epruvetă s-a făcut prin intermediul unui strat cuplant, în care scop a fost folosită vaselina.

Presiunea de aplicare a palpatorilor a trebuit să fie moderată îndeosebi la vîrste mici pentru a se preveni deformarea permanentă a suprafeței epruvetei.

Calculul vitezei de propagare a ultrasunetelor s-a făcut cunoscînd spațiul dintre emițător și receptor, precum și timpul de propagare a impulsurilor ultrasonice cu ajutorul relației :

$$V = \frac{S}{t} \cdot 10^4 \text{ (în m/s)}$$

în care

S este distanța emițător-receptor, în cm,

t — timpul de propagare înregistrat la aparat, în microsecunde (μs).

Primele măsurători ale timpului de propagare s-au făcut la intervale de timp diferite de la confecționare, în funcție de natura chitului încercat și mai ales de temperatura la care avea loc întărirea. Acest interval a fost cuprins între circa 1/2 oră pentru chiturile producție indigenă întărite la 35°C și circa 4 ore pentru chiturile Hoechst HB și indigene fără adaos, întărite la 10°C. Măsurările s-au succedat la intervale mici pentru vîrstele timpurii și temperaturile mari de întărire (la cca 1/4 oră) și la intervale mari, ajungînd la 2 ore pînă la 6 ore la vîrste mari și temperaturi scăzute de întărire.

3. **Interpretarea rezultatelor**

a) *Influența temperaturii asupra întăririi chitului pe bază de silicat și fluosilicat preparat în laborator*

Pentru verificarea influenței temperaturii asupra întăririi chitului de silicat s-au făcut determinări de viteză de propagare a ultrasunetelor pe epruvete și după tehnologia descrisă mai sus, la temperatura de 10°C, 23°C și 35°C, temperatura fiind menținută constantă tot timpul determinării.

În figura 7 sînt redate curbele de întărire a acestui chit la temperaturile menționate.

Din examinarea aspectului epruvetelor și a alurii curbelor se remarcă următoarele :

— începutul prizei este marcat de formarea unei cruste superficiale, datorită pierderii mai rapide a apei și influenței CO_2 din atmosferă ; acest fenomen se transmite în masa materialului, din aproape, în aproape, în straturi succesive de la suprafață către interior.

În momentul în care fenomenul este transmis în întreaga masă, rețeaua cristalină prin care se transmite energia ultrasonică e formată ; materialul începe să capete rezistențe mecanice (sfîrșitul prizei). Acest moment este marcat în diagrama de variație a vitezei de propagare, funcție de timp, prin apariția unui punct de frîngere (diagrama de variație a vitezelor se frînge spre valori pozitive).

Poziția primului punct de frîngere depinde de temperatura de întărire și anume :

— la 35°C se află la 35 minute,
— la 23°C se află la 105 minute,
— la 10°C se află la circa 300 minute.

Urmează o perioadă de întărire accelerată a chitului, care este marcată de porțiunea practic liniară cuprinsă între primul și al doilea punct de frîngere:

— la 35°C între o jumătate oră și trei ore și jumătate,
— la 23°C între o oră și jumătate și nouă ore și jumătate,
— la 10°C între cinci ore și 36 de ore.

Urmează a treia perioadă, în care întărirea continuă într-un ritm foarte lent, ritm ce depinde de temperatura la care a avut loc întărirea, fiind practic nul la temperaturi ridicate (circa 35°C la care apa s-a pierdut în cea mai mare parte) și din ce în ce mai pronunțat pentru temperaturi mai scăzute, datorită pierderii mai lente a apei și a întăririi mai încete a rețelei cristaline.

La temperatura de 10°C se observă de asemenea un fenomen de accelerare a întăririi chitului în intervalul între 24 de ore și 36 de ore, datorită unor procese care au loc în acest interval și care au importanță în formarea scheletului cristalin.

În concluzie se observă că în întărirea chitului pe bază de silicat de tip IFA, preparat în laborator, există trei faze :

1) faza premergătoare întăririi, în care structura e vîscoasă, stare gelică ;

2) faza de întărire, în care are loc formarea sistemului cristalin și la care apar și cresc rezistențe mecanice însemnate ale structurii formate ;

3) faza în care are loc o stabilizare a sistemului cristalin tridimensional prin pierderea apei.

b) *Influența temperaturii asupra întăririi chitului pe bază de silicat cu adaos de grafit*

Pentru verificarea influenței temperaturii asupra chitului pe bază de silicat cu adaos de grafit, s-au stabilit curbe de întărire la temperaturi de 10°C și 35°C care sînt menționate în figura 8.

Din examinarea alurii acestor curbe și a celor din figura 7 se constată o deplină analogie între aspectul pe care-l prezintă curbele variației vitezei de propagare, funcție de timp, la aceeași temperatură, pentru cele două chituri cu și fără adaos de grafit.

Acest lucru a permis să se renunțe la încercările la 23°C.

Examinînd curba de întărire a acestui chit la 35°C, se constată că începutul întăririi are loc practic la același interval de timp, însă intrarea în faza de întărire are loc mai lent, întărirea durînd un timp mai îndelungat, de la o jumătate de oră la 7 ore ; în faza în care are loc stabilizarea sistemului cristalin tridimensional, pierderea de apă are loc mai lent, ceea ce duce la o creștere mai sensibilă a vitezei de propagare în această etapă, decît la cel fără adaos.

În ceea ce privește întărirea chiturilor la temperatura de 10°C, curba variației vitezelor de propagare funcție de timp, la chitul cu adaos de grafit, prezintă o alură asemănătoare cu cea găsită pentru aceeași temperatură la chitul fără adaos (fig. 7), observîndu-se apariția aceluiași fenomen de accelerare a întăririi în intervalul 24 la 36 de ore.

c) *Influența temperaturii asupra chitului de silicat confecționat din componentă solidă, agregat Hoechst HB, și același tip de silicat producție indigenă*

În figura 9 sînt reprezentate variațiile vitezei de propagare funcție de timp la temperaturile de întarire de 35°C și 10°C.

Alura acestor curbe este complet diferită de cea constatată la chiturile confecționate din materiale indigene (fig. 7 și 8), ceea ce arată că procesele chimice se desfășoară cu alte viteze de reacție. Considerăm că aceste diferențieri în vitezele de reacție și deci în procesul de întărire se datoresc în special agentului de întărire, liantul fiind în ambele cazuri același (același silicat de sodiu).

În procesul de întărire a chitului Hoechst HB la 35°C se observă existența a trei etape : prima etapă, o amorsare a întăririi, în care fenomenele de natură chimică merg într-un ritm mai accelerat și care durează pînă la 6 ore ; urmează o perioadă de întărire, care merge pînă la 30 ore, în care are loc dezvoltarea fenomenelor fizice de cristalizare și a treia etapă, în care se observă o creștere mai avansată a vitezelor de propagare datorită unor fenomene mai pronunțate de întărire decît a chiturilor indigene, care au loc în această perioadă.

Rezultă din aceste date că chitul Hoechst HB poate fi prelucrat chiar la temperatura de 35°C.

La temperatura de 10°C, viteza de întărire fiind foarte lentă, considerăm că prelucrarea acestui chit la temperatura de 10°C nu este indicată.

Comportarea comparativă a celor trei chituri la temperatura de 10°C este dată în figura 10.

Din analiza comparativă a comportării celor trei chituri rezultă că la temperatura de 10°C o comportare mai bună o

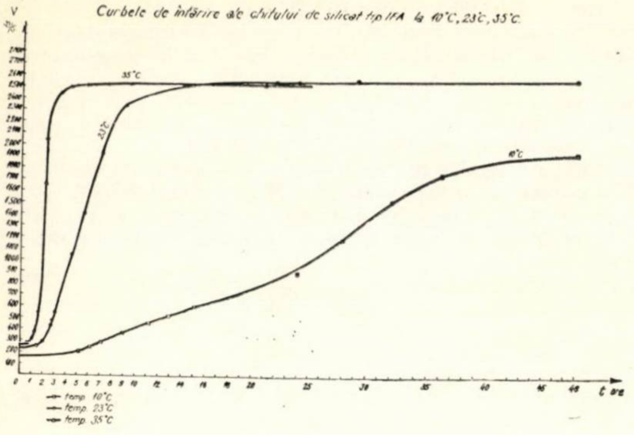


Fig. 7

prezintă chiturile indigene și în special cele fără adaos, datorită unei exotermii mai accentuate.

Ambele chituri indigene prezintă o fază de întărire accentuată între 24 și 30 de ore, care este foarte slab marcată și la chitul german Hoechst HB.

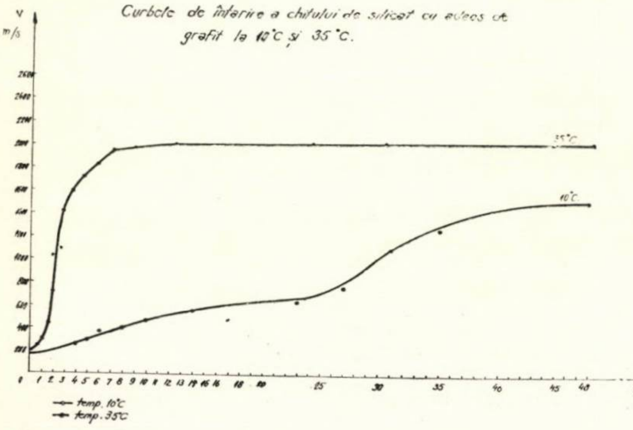
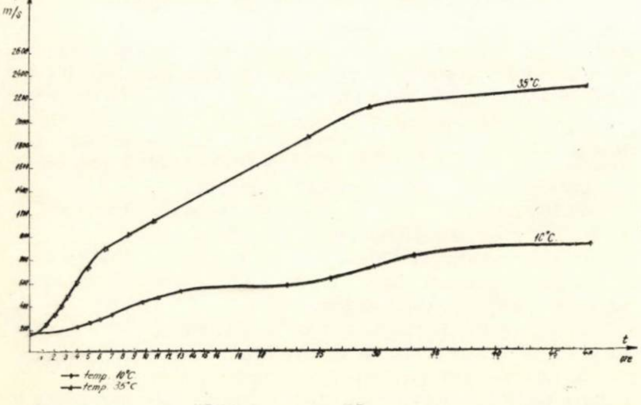


Fig. 8

Din analizarea rezultatelor obținute și a alurii curbelor de întărire a celor trei chituri se observă că, la temperatura de 10°C, diferențierea întăririi lor începe să se producă numai de la 13—14 ore de la turnare, accentuîndu-se sensibil numai după 25—26 de ore de la turnare. În perioada inițială, în primele 13—14 ore, curbele sînt grupate, avînd o evoluție foarte lentă.

Fig. 9



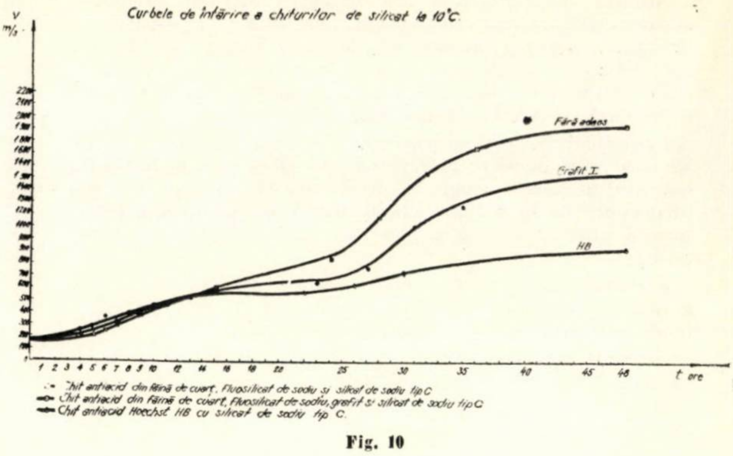


Fig. 10

Comportarea comparativă a chiturilor la temperatura de 35°C este redată în figura 11. Aceste diagrame arată că întărirea cea mai rapidă are loc la chitul fără adaos, începută la o jumătate de oră și terminată practic, complet, la 3—3 ore și jumătate de la turnare. Întărirea este întrucîtva încetinită de adaosul de grafit coloidal, care influențează mai ales sfîrșitul ei (pînă la circa 8 ore de la confecționare), întărirea chitului desfășurîndu-se într-un ritm mai lent.

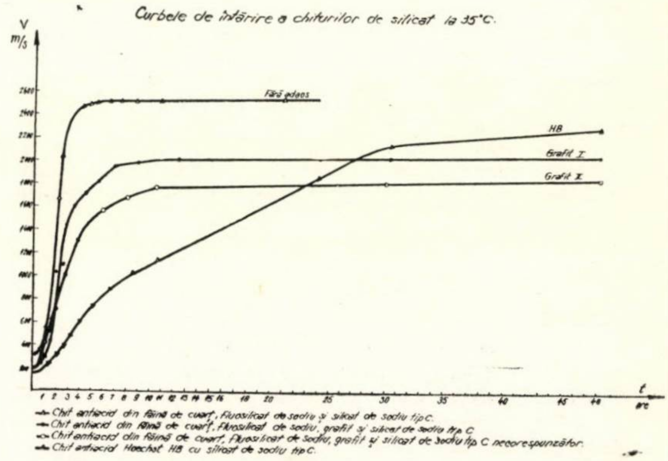
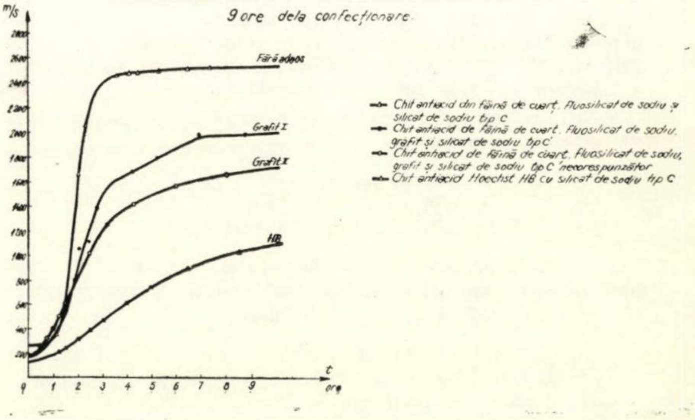


Fig. 11

Fig. 12



Se remarcă influența calității silicatului de sodiu asupra procesului de întărire, întrucît cele două chituri confecționate cu același agregat, dar cu calități diferite de liant, duc la proprietăți fizice și deci și la rezistențe mecanice diferite.

Curba de întărire a chitului german Hoechst HB prezintă alura cea mai lentă de variație a vitezei de propagare, ceea ce arată că este cel mai indicat pentru prelucrări la temperaturi ridicate.

În privința rezistențelor mecanice obținute la acest chit se observă că, deși întărirea lui se produce într-un ritm mai lent decît a chiturilor indigene, în timp, el ajunge să depășească rezistența chiturilor indigene.

În figura 12 este reprezentată variația comparativă a întăririi tuturor chiturilor în primele 9 ore de la confecționare.

Ea pune în evidență comportarea asemănătoare a chiturilor indigene cu și fără adaos de grafit, în primele 90 de minute de la confecționare. După această limită, ele se diferențiază așa cum s-a arătat mai sus.

III. CONCLUZII

Cercetările prezentate au arătat posibilitatea de a urmări, comparativ, evoluția în timp a proceselor ce au loc în timpul întăririi chiturilor pe bază de silicat de sodiu cu și fără adaos de diferiți agenți întăritori, la diferite temperaturi de întărire.

Prin această metodă s-au putut delimita trei faze distincte ce au loc în procesul de întărire a chiturilor pe bază de silicați :

— prima fază, în care are loc formarea gelurilor și a cărei durată e funcție de temperatură, fază în care au loc reacțiile chimice de formare a acizilor silicici ;

— faza a doua, în care începe transformarea gelurilor în rețele cristaline și în care structura capătă rezistențe mecanice ;

— faza a treia, în care are loc continuarea cristalizării și creării structurii tridimensionale a silicei și pierderea progresivă a apei, care duce la creșterea rezistențelor mecanice.

Metoda este capabilă să evidențieze procese cu exotermie deosebită de cea din fazele premergătoare.

Acest fenomen apare în diagrama vitezei de propagare prin modificarea pantei de variație a acesteia funcție de timp.

Metoda este capabilă să evidențieze calitatea diferiților lianți, prin valorile vitezei de propagare măsurate în aceleași condiții.

Temperatura este factor esențial în evoluția proceselor de întărire a chiturilor pe bază de silicați.

Astfel, într-un interval relativ îngust de temperaturi, 10—35°C, se obțin variații ale întăririi ilustrate prin variații foarte mari ale vitezei de propagare.

Rezultatele obținute au arătat că pentru temperaturi relativ ridicate de întărire (temperatura de 35°C), singurul chit din cele încercate, care corespunde în ceea ce privește punerea în operă (durata suficientă premergătoare întăririi), este chitul HB.

Pentru celelalte chituri se recomandă ca temperatura de lucru să nu depășească 23°C.

În ce privește întărirea la temperaturi joase (cca 10^0C), comportarea cea mai bună o prezintă chiturile indigene, îndeosebi cel fără adaos.

Chitul Hoechst HB nu poate fi utilizat la această temperatură, întrucît, practic, se întărește într-un timp foarte îndelungat.

Bibliografie

[1] Teodorescu D., Blun M., Făcăoaru I., Stamate Gh.; *Chituri și pelicule de protecție anticorozivă pentru pardoseli din industria chimică anorganică.* Referat cu concluzii INCERC, București, 1966.

[2] Steopoe Al. : *Curs de chimie generală.* București, 1963.

[3] Poliakov K. A. : *Materiale nemetalice rezistente la agenți chimici.* București, 1955.

[4] Mercer R. S. : *Mortare cu silicat de sodiu.* Corosion nr. 10, oct. 1958, pag. 455—458.

[5] Batterling B. : *Cercetări privind influența acceleratorilor de priză cu reacție alcalină asupra chiturilor acide cu silicați.* Silikat Technik, februarie 1965, caiet 2.

Identificarea și dozarea cantitativă pe cale microscopică a componenților din clincherul de ciment Portland

Ing. S. Cucoș
I.C.M.P.C.

Componenții mineralogici care se găsesc în clincherul de ciment Portland sînt : silicatul tricalcic (alitul), silicatul bicalcic (belitul), feroaluminatul tetracalcic (brownmilleritul), aluminatul tricalcic și masa vitroasă.

Accidental mai pot fi prezenți CaO (calcea liberă) și MgO (periclazul).

Procesul de fabricație necesită un control rapid al compoziției mineralogice, care să permită intervenții în cazul apariției unor defecțiuni tehnologice.

În acest scop se impune folosirea unor metode suficient de exacte și rapide pentru identificarea și dozarea componenților mineralogici.

Analiza microscopică răspunde acestor cerințe.

Ea se poate executa folosind trei metode :

a) examinarea pe pulberi (metoda imersiunii) ;

b) examinarea pe secțiuni subțiri în lumină transmisă ;

c) examinarea pe suprafețe șlefuite în lumină reflectată.

A. EXAMINAREA PE PULBERI (METODA IMERSIUNII)

Această metodă permite determinarea uneia dintre cele mai importante constante optice a componenților și anume mărimea indicelui de refracție, care are valori caracteristice pentru fiecare component.

Metoda constă în pregătirea unui preparat din proba de clincher sub formă de pulbere fină care se imersează în lichide cu indici de refracție cunoscuți, după care se supune la observații microscopice la măriri de 250—300 ×.

Prin ridicarea tubului microscopic din poziția de punere la punct se observă la limita dintre cele două substanțe cu indici de refracție diferiți, pulbere — lichid, o dungă mai intens iluminată cunoscută sub numele de franja lui Becke, care se deplasează către substanța cu indicele de refracție mai ridicat. Dacă franja se deplasează către lichid, se folosesc în continuare lichide cu indici de refracție mai mici, urmărindu-se la microscop în care dintre lichide conturul cristalului dispare. În momentul dispariției conturului, indicele de refracție al lichidului este egal cu indicele de refracție al mineralului.

Pentru determinarea acestor indici se folosește o trusă cu lichide de imersie cu indici de refracție cuprinși între 1,408 și 1,780.

Indicii de refracție ai componenților clincherului sînt :

— alit :	Ng = 1,722
	Np = 1,717
— belit	Ng = 1,735
(forma β) :	Np = 1,717
— belit	Ng = 1,654
(formă γ) :	Np = 1,642
— brownmillerit :	Ng = 2,04 — 2,08
	Np = 1,93 —1,98
— aluminat tricalcic :	N = 1,710
— CaO :	N = 1,836
— MgO :	N = 1,736.

Indicele de refracție al brownmilleritului nu se poate determina cu lichide de imersie din trusa menționată mai sus, întrucît acest component are indici de refracție > 1,78.

Pentru determinarea indicilor de refracție cuprinși în intervalul 1,78—2,00, conform literaturii de specialitate, se pot folosi o serie de lichide preparate din amestecuri de iodură de metilen şi sulf în bisulfură şi tribromură de arsen în diferite proporţii.

Pentru indicii de refracţie > 2, lichidele sînt în general nesatisfăcătoare, utilizîndu-se în acest caz o serie de componenţi obţinuţi prin topirea sulfului şi seleniului în proporţii diferite sau de piperină cu iodură de stibiu şi iodură de arsen.

Literatura indică următoarele lichide de imersie pentru determinarea indicilor de refracţie :

Tabela 1

Denumirea lichidului	**Indicele de refracţie**
alcool metilic	1,330
apă	1,333
alcool etilic	1,362
petrol lampant	1,448
glicerină	1,473
ulei de ricin	1,480
toluen	1,4978
m — xilen	1,4998
o — xilen	1,5078
p — xilen	1,4973
balsam de Canada	1,541
nitrobenzen	1,553
α — monoclornaftalină	1,63
α — monobromnaftalină	1,66
iodură de metilen	1,738
soluţie de sulf în iodură de metilen	1,78

Lichidele de imersie trebuie să fie chimic pure şi chimic inactive faţă de substanţele ai căror indici vrem să-i determinăm.

De asemenea, nu trebuie să fie volatile, evitîndu-se astfel modificarea compoziţiei lor, respectiv a indicilor de refracţie.

Pe pulbere se mai poate identifica rapid CaO liber, determinare foarte importantă în desfăşurarea procesului tehnologic de ardere.

CaO liber din clincher se identifică cu ajutorul reacţiei White.

Aceasta constă în aplicarea pe pulberea de clincher a unei picături de reactiv White (o soluţie de 5 g fenol în 5 ml nitrobenzen, la care s-au adăugat 2 picături de apă distilată). Preparatul pregătit se examinează la microscop cu nicolii încrucişaţi la măriri de 250—300 ×.

Dacă CaO este prezent în clincher, are loc o reacţie între fenol şi acesta, formîndu-se fenolaţi de calciu sub formă de ace lungi, în mai puţin de 10 minute.

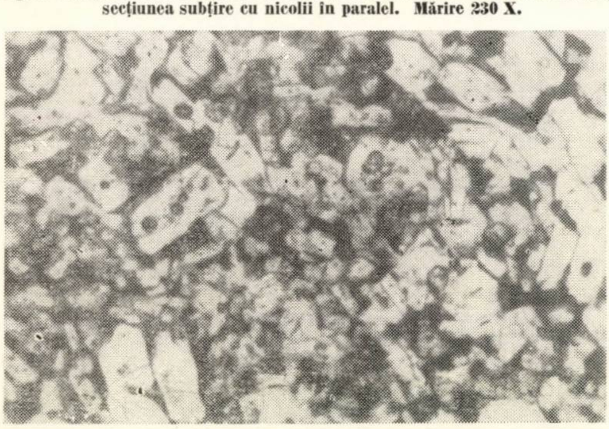
Aşa cum s-a arătat mai sus, metoda imersiei dă indicaţii preţioase asupra unor caracteristici optice ale componenţilor clincherului, dar este incompletă pentru că nu determină raportul dintre componenţi şi dimensiunea lor.

Pentru determinarea acestora se folosesc celelalte două metode (examinarea pe secţiuni subţiri şi pe suprafeţe şlefuite).

B. EXAMINAREA PE SECŢIUNI SUBŢIRI IN LUMINĂ POLARIZATĂ

O atenţie deosebită trebuie să se acorde confecţionării acestor secţiuni, precum şi prelevării probelor din care se execută secţiunile, ele trebuind să reprezinte cît mai fidel compoziţia clincherului de analizat.

Fig. 1. Cristale dezvoltate de silicat tricalcic observate în lumină transmisă pe secţiunea subţire cu nicolii în paralel. Mărire 230 X.



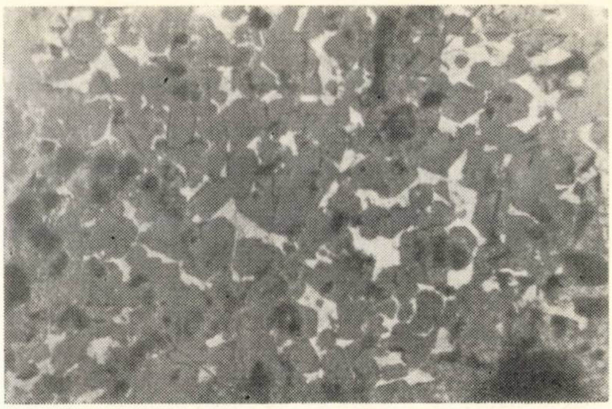


Fig. 2. Cristale de silicat tricalcic observate în lumina reflectată pe o suprafaţă şlefuită şi atacată cu o soluţie de 1% acid azotic în alcool. Mărire 375 X.

Pentru o analiză corectă este necesară confecţionarea a 3—4 secţiuni.

Proba de clincher secţionată transversal se şlefuieşte la polizorul mecanic pentru a se obţine o suprafaţă plană. Se continuă şlefuirea pe hîrtie abrazivă de granulaţie fină şi apoi pe un disc rotativ acoperit cu postav. (Ultima operaţie este necesară pentru îndepărtarea impurităţilor ce se pot impregna pe balsam la şlefuire.)

Suprafaţa astfel pregătită se lipeşte pe o lamă microscopică cu ajutorul balsamului de Canada.

Şlefuirea se continuă pe suprafaţa liberă, trecîndu-se prin aceleaşi faze arătate mai sus pînă se ajunge la o grosime de cca 0,02 mm.

Pentru protejare, secţiunea se acoperă cu o lamelă microscopică.

Secţiunea astfel pregătită este supusă examinării microscopice, determinîndu-se :

a) cu nicolii în paralel :

1. conturul mineralelor ;
2. culoarea lor, pleocroismul ;
3. clivajul ;
4. dimensiunea cristalelor.

b) cu nicolii încrucişaţi :

1. izotropia sau anizotropia mineralului ;
2. birefringenţa ;
3. extincţia ;
4. maclele.

c) în lumina polarizată convergent :

1. determinarea caracterului uniax sau biax al mineralului ;
2. determinarea semnului optic ;
3. măsurarea unghiului axelor optice la mineralele biaxe.

a) Observaţii cu nicolii în paralel

a_1. Conturul mineralelor

Alitul cristalizează de obicei sub formă de prisme hexagonale.

Belitul, în general, sub formă de granule rotunjite.

Brownmilleritul sub formă de cristale prismatice alungite sau granule rotunde de dimensiuni mici.

Aluminatul tricalcic este xenomorf, adică fără suprafeţe tipice de cristal în clincherul răcit lent şi lipsit de alcalii sau sub formă de cristale prismatice în clincherul răcit normal şi cu conţinut de alcalii.

CaO se găseşte sub forma unor granule rotunjite.

MgO se găseşte sub formă de granule mici cu contururi dreptunghiulare.

a_2. Culoarea mineralelor

Cristalele de alit sînt în general incolore.

Cristalele de belit sînt totdeauna colorate în tonuri gălbui, datorită includerii sub formă de soluţii solide a unor oxizi de fier, titan, fosfor, aluminiu, magneziu, mangan, crom, alcalii.

Cristalele de brownmillerit au o coloraţie galben-brună.

Aluminatul tricalcic este incolor.

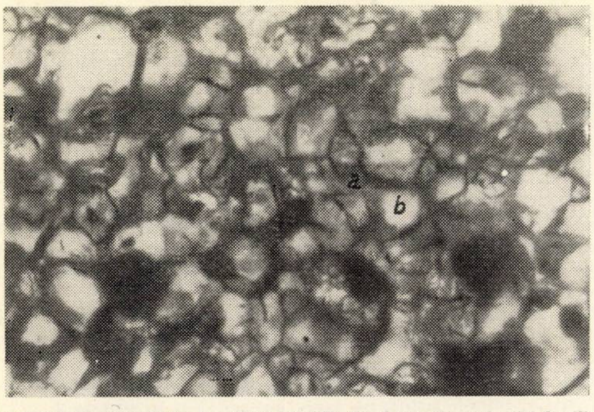


Fig. 3. Cristale dezvoltate de silicat bicalcic (b) şi cristale mai mici de silicat tricalcic (a) observate pe secţiunea subţire cu nicolii în paralel. Mărire 230 X.

CaO este incolor pînă la brun deschis.

MgO este incolor.

Coloraţia mineralelor depinde de absorbţia diferită a diverselor raze luminoase care alcătuiesc lumina albă.

Dacă absorbţia este egală pentru toate radiaţiile, mineralele sînt incolore.

Cînd absorbţia este foarte puternică pentru toate radiaţiile, mineralele sînt opace.

Cînd absorbţia este inegală pentru diferitele radiaţii, mineralele apar colorate. În cristalele anizotrope, coloraţia se schimbă în funcţie de direcţia razei luminoase ce trece prin ele, întrucît capacitatea lor de a absorbi razele luminoase se modifică pe diferitele direcţii de cristal. Această proprietate cunoscută sub numele de pleocroism se pune în evidenţă numai cu analizorul decuplat.

Deşi toate mineralele anizotrope sînt pleocroice, pleocroismul nu poate fi pus în evidenţă totdeauna.

Dintre componenţii clincherului, brownmilleritul are proprietatea de a fi pleocroic. Astfel, culoarea cristalelor de brownmillerit variază de la galben deschis pînă la brun-roşcat.

Această proprietate caracteristică brownmilleritului facilitează identificarea lui pe secţiuni subţiri.

a_3. Clivajul

Clivajul este acea proprietate pe care o au unele minerale de a se desface după feţe plane. Pe cristalele de alit, clivajul se pune în evidenţă printr-un număr de fisuri drepte şi paralele.

a_4. Dimensiunile cristalelor

Măsurarea cristalelor se efectuează cu ajutorul unui micrometru montat în ocularul microscopului.

Cristalele componenţilor majori ai clincherului (alit şi belit) sînt de dimensiuni mai mari.

De obicei cristalele de alit nu depăşesc 60 μ, dar în clinchere speciale dimensiunile cristalelor de alit pot ajunge pînă la 200 μ.

Cristalele de belit sînt de 25—30 μ.

Ceilalţi componenţi sînt de dimensiuni foarte mici, brownmilleritul şi aluminatul tricalcic constituind masa interstiţială între cristalele de alit şi belit.

Cristalele de CaO liber şi de periclaz pot exista ca incluziuni în cristalele mai mari de alit şi belit, dar mai frecvent se găsesc tot în materialul interstiţial.

b) Observaţii cu nicolii încrucişaţi

b_1. Izotropia sau anizotropia mineralului

În cazul mineralelor izotrope, secţiunea observată între nicolii în cruce va rămîne stinsă în timpul unei rotiri complete a platinei microscopului. Secţiunea apare de 4 ori colorată (culori de polarizaţie care sînt diferite de culoarea proprie a mineralului) şi de 4 ori stinsă.

Alitul, belitul şi brownmilleritul sînt minerale anizotrope.

Aluminatul tricalcic, CaO, MgO sînt minerale izotrope.

b_2. Birefringenţa

Birefringenţa (scăzută sau ridicată) se stabileşte prin diferenţa dintre indicele maxim Ng şi cel minim Np al mineralului respectiv (Ng — Np).

Mineralele cu valoarea $(Ng - Np) < 0{,}010$ au o birefringenţă scăzută, iar cele cu valoarea $(Ng - Np) > 0{,}010$ au o birefringenţă ridicată.

Cristalele mineralelor cu birefringenţă scăzută au culori de polarizaţie cenuşii.

Cristalele mineralelor cu birefringenţă ridicată au culori de polarizaţie vii (verde, roşu, albastru).

Birefringenţa aproximativă se poate determina prin metoda comparaţiei cu ajutorul tabloului lui Michel Levy.

Componenţii anizotropi ai clincherului se caracterizează prin birefringenţe de intensităţi diferite.

Alitul cu valoarea $(Ng - Np) = 1{,}722 - 1{,}717 = 0{,}005$ prezintă o birefringenţă scăzută. Cristalele de alit observate între nicolii în cruce sînt cenuşii.

Belitul cu valoarea $(Ng - Np) = 1{,}735 - 1{,}717 = 0{,}018$ prezintă o birefringenţă mai ridicată. Cristalele de belit observate între nicolii încrucişaţi sînt galbene sau albe.

Brownmilleritul cu valoarea $(Ng - Np) = 2{,}03 - 1{,}93 = 0{,}10$ se caracterizează printr-o birefringenţă mai puternică decît alitul şi belitul. Cristalele de brownmillerit observate între nicolii încrucişaţi sînt roşii.

Aluminatul tricalcic cu conţinut mic de alcalii prezintă de asemenea o birefringenţă foarte scăzută = 0,005, ca şi alitul.

Din acest motiv aluminatul tricalcic se identifică foarte greu pe secţiuni subţiri, confundîndu-se cu alitul.

b_3. Extincţia

Aşa cum s-a arătat mai sus, la o rotire completă a platinei microscopului, cristalul anizotrop apare în cîmpul microscopului de 4 ori luminat şi de 4 ori stins. Vom avea deci de 4 ori extincţie.

Dacă în momentul extincţiei firele reticulare montate în ocular sînt paralele cu marginea secţiunii cristalului, urme de clivaj, urme de maclă etc., extincţia se numeşte dreaptă.

Dacă în momentul extincţiei firele reticulare nu sînt paralele, ele formînd un unghi cu aceste repere, extincţia se numeşte oblică.

Unghiul de extincţie cu ajutorul căruia se determină extincţia este format din muchia cristalului, urme de clivaj etc. cu unul din firele reticulare montate în ocular.

El se poate măsura astfel: se aduce secţiunea la extincţie, notîndu-se poziţia ei în gradele marcate pe platina microscopului. Se roteşte apoi secţiunea pînă ce urma de clivaj, urma de maclă etc. coincide cu cel mai apropiat fir reticular, notîndu-se din nou poziţia ei în grade. Diferenţa dintre cele două notaţii ne dă mărimea unghiului de extincţie.

Se poate determina astfel unghiul de extincţie al alitului în raport cu clivajul, valoarea lui fiind de cel mult 3°.

b_4. Maclele

Maclele se obţin în urma concreşterii a doi indivizi cristalini în poziţie neparalelă între ei.

Existenţa lor se constată prin extincţia şi iluminarea succesivă a celor doi indivizi ai unei granule cristaline.

De multe ori cristalele sînt caracterizate prin aşa-numite macle polisintetice.

Cristalele de belit se caracterizează prin prezenţa acestor macle polisintetice, deosebindu-se pe această cale de cristalele de alit.

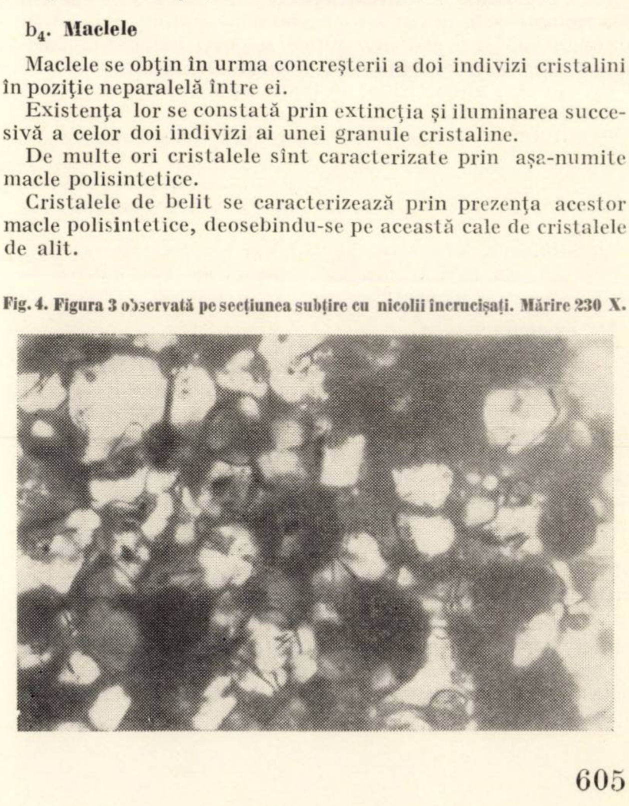


Fig. 4. Figura 3 observată pe secţiunea subţire cu nicolii încrucişaţi. Mărire 230 X.

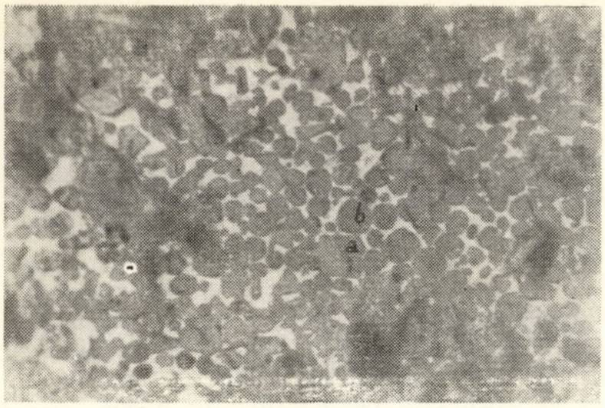


Fig. 5. Cristale rotunjite de silicat bicalcic (b) și cristale prismatice de silicat tricalcic (a) observate în lumina reflectată pe o suprafață șlefuită și atacată cu o soluție de 1% acid azotic în alcool. Mărire 375 X.

c) Observații în lumină polarizată convergent

c_1. Determinarea caracterului uniax sau biax

În lumina polarizată convergent, secțiunea va fi iluminată de un fascicul de raze convergente, realizate prin introducerea lentilei convergente și a lentilei Amici Bertrand, observațiile făcîndu-se cu nicolii în cruce și cu obiective mari, 40—60 ×. Se va observa formarea unor figuri de interferență caracteristice, ajutînd în acest fel la determinarea mineralului studiat. Se va determina dacă mineralul este uniax sau biax.

c_2. Determinarea semnului optic

Determinarea semnului optic al cristalelor uniaxe și biaxe se realizează cu ajutorul compensatorilor de gips, mică, cuarț, care se introduc în deschizătura diagonală din tubul microscopic, obținîndu-se culori caracteristice pentru semnul pozitiv și negativ.

c_3. Măsurarea unghiului axelor optice

Măsurarea unghiului axelor optice la mineralele biaxe se face la secțiunile perpendiculare pe bisectoarea ascuțită. Se măsoară distanța dintre cele două axe cu ajutorul unui micrometru care este montat în ocularul microscopului. Utilizînd o constantă K a fiecărui tip de microscop, care poate fi determinată prin calcul sau cu ajutorul unui alt mineral cu un unghi cunoscut al axelor optice, se poate determina mărimea unghiului axelor optice ale mineralului cercetat.

Cu ajutorul observațiilor în lumina polarizată convergent se poate determina că :

— alitul este biax, negativ, cu un unghi axial foarte mic, a cărui valoare este de 0—10° ;

— belitul este biax, pozitiv, cu un unghi axial cuprins între 36—64° în funcție de formele în care cristalizează (α sau β).

Determinările efectuate pe secțiuni subțiri, deși atît de numeroase, nu sînt totdeauna suficient de concludente în identificarea componenților.

De exemplu :

— aluminatul tricalcic, care are unele proprietăți optice foarte asemănătoare cu ale silicatului tricalcic (indicele de refracție, birefringența), va fi ușor confundat cu acesta pe secțiuni subțiri ;

— CaO, deși are indicele de refracție mai mare (1,836), datorită caracterului său izotropic și dimensiunilor sale mici, precum și asocierii cu granule de dimensiuni mai mari din alt material, va fi identificat și el cu greutate ;

— MgO datorită caracterului său izotropic și indicilor de refracție foarte apropiați de cei ai alitului și aluminatului tricalcic, va putea fi confundat cu aceștia ;

— pleocroismul brownmilleritului va fi pus în evidență numai într-o secțiune foarte subțire, de 0,015—0,02 mm.

Pentru înlăturarea acestor inconveniente, se completează determinările de mai sus cu analiza clincherului pe suprafețe șlefuite.

C) EXAMINAREA PE SUPRAFEȚE ȘLEFUITE

Se pregătește o probă de cca 30 × 15 × 5 mm la care se realizează o suprafață plană cu polizorul mecanic.

Se continuă apoi șlefuirea pe hîrtie abrazivă de granulație fină și apoi pe un disc rotativ acoperit cu postav, pînă se realizează o suprafață lucioasă.

Suprafața șlefuită se fixează cu plastilină pe lama microscopică cu ajutorul unei prese manuale de laborator.

Examinarea pe suprafețe lustruite permite identificarea rapidă a componenților mineralogici din clincher. În acest scop se tratează suprafețele lustruite cu reactivi care atacă selectiv componenții.

Se observă că acei componenți care au fost atacați mai puternic reflectă mai slab decît cei neatacați sau foarte puțin atacați.

Literatura indică reactivii folosiți pentru identificarea componenților clincherului, pe care-i prezentăm în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Reactivul	Durata atacului	Componentul pus în evidență
1	Apă distilată	2—3 s	CaO și aluminat tricalcic Parțial alit și belit
2	Soluție de 1 % acid azotic în alcool etilic	2—10 s	Alit și belit
3	Soluție de 10% KOH în apă	15 s la 30°C	Masă vitroasă bogată în oxizi de fier
4	4 părți NaOH 10% și 1 parte Na_2HPO_4 10%	60 s la 50°C	Brownmillerit
5	Vapori de HF	3 s	Belitul se colorează în albastru
6	Soluție de $MgSO_4$	—	Alit

Pe suprafețe șlefuite :

— Alitul este pus în evidență prin atac cu o soluție de 1% acid azotic în alcool timp de 5—10 s.

Cristalele de alit sînt colorate în cenușiu deschis pînă la cenușiu închis.

— Cristalele de belit, atacate tot cu o soluție de 1% acid azotic în alcool, se identifică cu mare ușurință, spre deosebire de cele de alit, datorită colorației lor mai luminoase și contururilor rotunde.

— Brownmilleritul poate fi deosebit de toți ceilalți constituenți ai clincherului prin reflectivitatea sa mult mai mare și prin faptul că nu este atacat de către reactivii utilizați în mod obișnuit pentru ceilalți componenți ai clincherului.

— Aluminatul tricalcic se identifică rapid, deoarece este atacat de apa distilată.

Forma rotunjită caracteristică și atacarea rapidă cu apă diferențiază CaO de ceilalți componenți.

— MgO se recunoaște mai ușor în probele polisate neatacate cu reactivi, datorită durității sale mult mai mari, care îl face să iasă în relief.

Pe suprafețele lustruite se pune în evidență uneori și masa vitroasă care se găsește în clinchere în afara componenților cristalini.

În clincherele răcite rapid, masa vitroasă se pune în evidență cu o soluție de 10% KOH sub formă de incluziuni întunecoase cu forme neregulate. Această masă vitroasă poate fi identificată cu ușurință numai în cazul cînd este în cantitate foarte mare.

Metoda examinării pe suprafețe șlefuite facilitează identificarea componenților clincherului, întrucît marginile cristalelor apar bine conturate și permit folosirea unor măriri mari ale microscopului.

Pentru determinarea cantitativă a componenților clincherului se utilizează diferite tipuri de mase de integrare.

Tabela 3

Nr. crt.		Silicat tricalcic %	Silicat bicalcic %	Aluminat tricalcic %	Brown-millerit %
1	a*	74	2	14	10
	b**	73	1,568	9,53	8,11
2	a	22	58	—	20
	b	21,44	55,75	—	20,61
3	a	58	23	5	13
	b	56,90	19,66	6,68	12,55
4	a	60	20	7	13
	b	56,71	17,82	9,62	12
5	a	45	32	8	15
	b	44,838	31,743	6,95	12,950
6	a	22	58	—	20
	b	24,10	53,60	1,07	18,57
7	a	70	6	16	8
	b	64,52	6,023	10,241	8,177
8	a	55	20	10	15
	b	54,47	22,47	10,33	12,79
9	a	55	25	2	17
	b	50,0883	26,3206	4,68	16,3248
10	a	55	20	7	18
	b	55,58	22,35	9,36	16,84

a* = compoziția mineralogică integrată la microscop
b** = compoziția mineralogică calculată din analiza chimică după Bogue.

În cazul utilizării masei de integrare Eltinor, cristalul de alit, respectiv belit, brownmillerit, aluminat tricalcic, se fixează în centrul firelor reticulare montate în ocular și se înregistrează de un contoar cu puncte (ca la mașina de scris). În funcție de numărul de puncte înregistrate pentru fiecare component, se raportează cantitatea fiecărui component în parte.

Exemplu de calcul :

Să presupunem că la o determinare s-au înregistrat 1 000 de puncte aparținînd diferiților componenți, din care :

pentru alit	500
pentru belit	250
pentru brownmillerit	130
pentru aluminatul tricalcic	120
Total	1 000 puncte.

Înmulțind numărul de puncte obținute cu greutatea specifică a fiecărui component vom avea :

alit : $500 \times 3{,}2 = 1\,600$
belit : $250 \times 3{,}28 = 820$
brownmillerit : $130 \times 3{,}77 = 490{,}10$
aluminat tricalcic : $120 \times 3{,}04 = 364{,}80$
$3\,274{,}90$

Procentul de alit (de exemplu) din proba analizată este dat de relația :

$$\%\ \text{alit} = \frac{1\,600 \times 100}{3274{,}90} = 48{,}8\,\%$$

La fel se procedează și pentru ceilalți componenți.

În **tabela** 3 se dau compozițiile mineralogice a 10 probe de clincher, obținute prin integrare la microscop, în comparație cu compoziția mineralogică calculată din analiza chimică după Bogue.

Din tabela 3 reiese că diferențele cu privire la compoziția mineralogică aflate prin cele două metode sînt mici.

În concluzie se poate aprecia că analiza microscopică prezintă avantajul unui control rapid, oferind astfel posibilitatea corectării fluxului tehnologic pe parcurs.

Astfel, prezența CaO liber și excesul de alit determinat față de cel calculat indică o dozare greșită, inițial, a materiilor prime.

Excesul de belit, simultan cu prezența CaO, indică o ardere insuficientă.

Dimensiunile foarte fine ale cristalelor, sub 5 μ, indică un ciment de calitate inferioară, impunînd astfel o modificare a procesului tehnologic pentru a se obține o îmbunătățire a cristalizării componenților din clincher.

Bibliografie

[1] Insley H., Fréchette V. D. : *Microscopy of ceramics and cements*. Academic Press. Inc., NewYork Publishers, N.Y. 1955.

[2] Beleankin D. C., Ivanov B. V. și Lapin V. V. : *Petrografia tehniceskogo kamnia* — Moskva. Izdatelstvo Akademii Nauk S.S.S.R., 1952.

[3] Chromy St. : *Kvantitativni mikroskopicky rozbor slinku portlandskeno cementu metodu linearni integrare*. Silikaty, vol. 2. 1964.

[4] Santarelly L. : *Elementi di chimica del cemento* — Milano, Libreria Editrice Politecnica Tamburini, 1960.

[5] Cioară A. : *Chimia silicaților*. București, Editura de stat didactică și pedagogică, 1961.

[6] Juncu A. : *Determinarea microscopică a mineralelor*. București, Editura tehnică, 1964.

[7] Konovalov P. F., Volkonski B. V., Hașkovskaia A. .P. : *Atlas microstructur țementnîh klinkerov ogneuporov i șlakov*. — Leningrad, Moskva, Gosudarstvenoe Izdatelstvo Literaturî po Stroitelstvu, Arhitecture i Stroitelnîm Materialom, 1962.

[8] * * * Mikroskopie des Zementklinkers — *Bilderatlas* — Düsseldorf, Beton — — Verlag GmbH, 1965

CRONICA

A XXII-a reuniune anuală a comisiei permanente a RILEM

În perioada 16—21 septembrie 1968 a avut loc la Dresda (R.D.G.) cea de a XXII-a reuniune anuală a Comisiei permanente a RILEM. A fost examinată activitatea comisiilor tehnice și a grupelor de lucru ale RILEM, activitatea în continuă dezvoltare a grupului latino-american, rezultatele simposioanelor RILEM desfășurate în ultimul an, situația pregătirii simpozioanelor viitoare și propuneri de noi simpozioane, ca și unele probleme organizatorice.

În cursul reuniunii s-a făcut un schimb de păreri preliminar asupra propunerilor unui comitet consultativ ales în reuniunea precedentă (Paris, 1967), privind orientarea viitoare a RILEM și unele modificări corespunzătoare ale statutului organizației. Deciziile vor fi luate în cursul reuniunii următoare, după o consultare temeinică a tuturor membrilor Comisiei permanente, pe baza unei variante îmbunătățite a propunerilor Comitetului consultativ.

Într-una din sesiunile de lucru s-a organizat o discuție asupra problemei pregătirii cadrelor de cercetare în domeniul construcțiilor pe baza unui referat al prof. Röbert (R.D.G.) și a prof. Hahamovici (R.S.F.I.).

În încheierea sesiunii a fost ales ca președinte al RILEM pentru perioada 1968–1969 delegatul României, dr. ing. Dan F. Dumitrescu.

Reuniunea următoare a Comisiei permanente a RILEM va avea loc la București în septembrie 1969, fiind precedată de simpozionul RILEM ,,Metodologia și tehnica încercării construcțiilor în natură și pe modele mici sau mari sub acțiunea încărcărilor statice sau dinamice" (9–14 septembrie 1969).

Aspecte de la cel de-al VIII-lea Congres internațional al sticlei

Intre 1–6 iulie 1968 a avut loc la Londra cel de al VIII-lea Congres internațional al sticlei, reuniune cu caracter tehnico-științific, organizată de către Comisia internațională a sticlei.

Lucrările congresului s-au desfășurat în sălile Imperial College, instituție de învățămînt superior din apropierea celebrului Hyde-Parc.

Ședința inaugurală, la care a participat și domnul H. Anthony Wedgwood, ministru al tehnologiei, a avut loc la ,,Queen Elisabeth Hall", sală modernă construită pe malurile Tamisei.

Participarea pe țări a fost următoarea:

Australia	3	R. F. a Germaniei	80
Belgia	50	Franța	80
Brazilia	1	Grecia	2
Bulgaria	6	Olanda	20
Canada	4	Ungaria	3
Danemarca	2	India	2
Egipt	1	Israel	3
Italia	18	Suedia	10
Japonia	19	Elveția	8
Norvegia	4	Anglia	217
Peru	1	S.U.A.	67
Polonia	2	U.R.S.S.	1
Portugalia	5	Spania	9

Lucrările congresului s-au desfășurat sub președinția domnului L. E. Norton.

Din punct de vedere organizatoric, referatele prezentate de participanți au fost împărțite pe două secții. In cadrul secției A au fost grupate lucrările cu caracter tehnico-economic, iar în al secției B cele cu caracter istorico-artistic. De organizarea desfășurării congresului s-a ocupat un comitet național, care a coordonat comitetele secțiilor A și B. Aceste comitete au făcut eforturi deosebite pentru a crea condițiile necesare, ca participanții la congres să cunoască unele instituții culturale, prin prevederea în program a unor vizite cu caracter documentar.

In general, diminețile au fost rezervate conferințelor magistrale, în cadrul cărora diverse personalități de știință au prezentat aspecte și probleme considerate ,,la ordinea zilei" prin natura lor sau prin importanța conținutului lor științific. După amiezile au fost rezervate seminariilor, care s-au organizat pe grupe de probleme.

Seria conferințelor magistrale a fost deschisă de *L.H.A. Pilkington*, care a vorbit despre ,,Știința sticlei și viitorul". Conferențiarul a căutat să expună dezvoltarea industriei sticlei, punînd accentul pe istoricul tehnologiei în perioada 1930–1968 și pe prezentarea produselor și procedeelor noi.

In partea a doua a conferinței s-a schițat viitorul acestei ramuri industriale, exemplificîndu-se utilizările considerate interesante în perspectivă. Dintre acestea, putem cita următoarele: macheta unui oraș construit pe mare, un mic automobil executat în întregime din sticlă, care a funcționat pe podiumul sălii de conferință, tribuna din sticlă a unui hipodrom, experiențele de transmisie a sunetului prin sticlă cu ajutorul laserului, transmisia imaginilor prin fire de sticlă, automatizarea industriei sticlei etc.

***R. W. Douglas*, în conferința ,,Structura și tehnologia sticlei", s-a axat în principal pe legătura care există și care trebuie să existe între munca de cercetare și activitatea legată de procesul tehnologic de fabricație. Prin diverse exemplificări s-a arătat că multe procese tehnologice actuale au avut la bază o muncă de cercetare și că de asemenea unele probleme de cercetare au izvorît din necesități tehnologice.**

***A.D. Copier* a abordat problema influenței reciproce între aspectul tehnologic și cel artistic în industria sticlei. Titlul conferinței sale ,,Efecte combinate ale tehnologiei și desenului în sticlă" este sugestiv. Una din ideile noi și curajoase constă în exprimarea părerii că se poate utiliza ordinatorul în realizarea proiectelor.**

,,Materialele refractare pentru sticlărie, tendințe actuale și viitoare" au constituit subiectul prezentat de *P. Angenot*. Accentuînd asupra faptului că dezvoltarea industriei sticlei nu ar fi fost și nu va fi posibilă fără dezvoltarea industriei refractarelor, conferențiarul a prezentat și mijloacele tehnico-științifice care au dus la perfecționarea tehnologiei refractarelor. Tabelele și clișeele prezentate au sugerat imensul efort ce se depune în prezent în acest sector industrial, pentru a se pune la dispoziția constructorilor de cuptoare de sticlă materiale refractare din ce în ce mai eficiente. Conferința a fost încheiată cu o expunere a perspectivelor și tendințelor sectorului refractarelor.

***R.H. Brill*, în conferința sa ,,Studiul științific al sticlei antice", a expus un tablou al activităților laboratoarelor ce se ocupă de studiul acestor sticle. Metodele folosite și rezultatele obținute au evidențiat importanța studierii exemplarelor de sticlă antică găsite în diverse părți ale globului, în unele cazuri chiar pentru punerea la punct a metodelor de lucru.**

Conferinta ,,Gazele în sticlă" expusă de *H. Scholtz* a pus accentul pe faptul că în timpul topirii, formării și utilizării, sticla vine în contact cu diverse gaze. Ca urmare se produce o interacțiune a cărei importanță depinde de o serie de factori. Ideea centrală a constat în prezentarea importanței solubilității diverselor tipuri de gaze în topitura de sticlă, factorii care influențează acest fenomen și aspectul structural și chimic al solubilității gazelor în sticlă.

In final s-a schematizat influența acestora asupra unor proprietăți ale sticlei, printre care: vîscozitatea, transmisia luminii, indicele de refracție, tensiunea superficială, formarea bulelor etc.

In conferința ,,Cîteva probleme de transfer de căldură în industria sticlei", *R. Garden* a accentuat două aspecte ale fenomenului și anume:

— precizarea stadiului cunoștințelor noastre asupra transferului de căldură în industria sticlei;

— influența dezvoltării acestor cunoștințe în domeniul respectiv, asupra problemelor din practica sticlăriei.

Finalul expunerii a fost punctat de ideea că, în prezent, nu se pot aplica rezultatele cercetărilor în domeniul transferului de căldură la cuptoarele de topit, ci numai la cele de securizare.

,,Sticla medievală în Occident", conferință prezentată de *B.A. Harden*, a fost singura al cărei subiect a avut un caracter pur istorico-artistic.

,,Nucleerea și creșterea cristalelor în sticlă", subiect abordat de *M. Tashiro*, a permis conferențiarului să reliefeze două aspecte ale acestui fenomen: defectul nedorit și caracteristica ce a dat naștere vitroceramicii. Prezentarea la un înalt nivel științific și pe baza unui bogat material, precum și modul de tratare a subiectului, au constituit un veritabil aport la eforturile de cunoaștere a acestui complicat fenomen specific stării sticloase.

***F.M. Ernsberger*, în expunerea asupra ,,Rezistenței sticlei", a arătat interesul crescînd acordat acestei proprietăți a sticlei și teoriile considerate valabile, printre care cele ale lui Fisher, Naray-Sabo, Poncelet și March au ocupat un loc important în cadrul expunerii.**

„Tehnologia sistemelor în industria sticlei", conferință prezentată de *R.I. Mouly*, s-a axat pe ideea că tehnologia și controlul sistemelor sînt tehnici prin care fenomenul epocii noastre — revoluția în informatică, simbolizată prin calculatoarele digitale — se repercutează asupra industriei. In concluziile conferinței s-a pus accentul pe faptul că tehnologia ordinatoarelor pare susceptibilă de a da o formă și o structură nouă concepțiilor clasice de organizare a lucrului și că o veritabilă automatizare, care să asigure o mecanizare totală a operațiilor, legate și de un control automat, se realizează din ce în ce mai mult în industria sticlei.

***A. Polak*, în conferința „Aspecte economice și sociale ale fabricației sticlei în Europa înainte de 1800", a făcut o separare netă între dezvoltarea industriei sticlei în orașele din regiunile forestiere și apariția industriilor naționale, înaintea anului 1800.**

In ultima conferință magistrală a congresului „Fizico-chimia topirii sticlei", *M. Cable* a tratat îndeosebi fenomenele legate de topire, afinaj și omogenizare. In expunere, fenomenul topirii sticlei a fost privit într-un cadru mai larg ca de obicei, luîndu-se în considerare și influența coroziunii refractarelor, a volatilizării, rebulajului și curenților de topire.

Pentru a se asigura o audiere selectivă în cadrul seminariilor din cele două secții, comunicările au fost grupate după cum urmează :

Secția A

Proprietăți electrice și difuziune	**16**	**comunicări**
Cuptoare	**11**	**„**
Transfer de căldură	**6**	**„**
Nucleere și creșterea cristalelor	**36**	**„**
Fizico-chimia fabricării sticlei	**15**	**comunicări**
Controlul proceselor și dinamicii	**10**	**„**
Proprietățile și constituția sticlei	**21**	**„**
Refractare	**13**	**„**
Fenomene de relaxare	**16**	**„**
Spectroscopie, rezonanță magnetică și difracția razelor X, fenomene de oxidoreducere și sticle fotosensibile	**35**	**„**
Rezistență mecanică și proprietăți de suprafață	**28**	**„**

Secția B

Istoricul sticlei	**26**	**„**
Decorarea sticlei	**11**	**„**
Aspecte științifico-artistice	**6**	**„**

Din simpla observare a grupării referatelor și a numărului lor, se poate constata concepția actuală asupra problematicii, precum și tendințele și preocupările cercetătorilor din țările participante.

Avînd în vedere spațiul redus avut la dispoziție pentru redarea acestor aspecte de la congres, prezentarea tematicii seminariilor se va face într-un articol din numerele viitoare ale revistei. Totuși, considerînd indicat a se reliefa unele aspecte cu caracter general, putem reține următoarele :

— timpul de expunere rezervat unei comunicări în cadrul seminariilor a fost inegal, el variind între 10—30 de minute, în funcție de numărul de comunicări din cadrul fiecărei grupe de tematici ;

— temele expuse au abordat subiecte diferite, ele reprezentînd rezultatul unor cercetări realizate în practică în perioada dintre Congresul al VII-lea de la Bruxelles și cel de la Londra ;

— mijloacele tehnice auxiliare expunerii, printre care prezentarea de filme, de diapozitive, tabele și diagrame au ușurat în mare măsură înțelegerea problemelor, chiar atunci cînd auditoriul nu cunoștea limba în care era făcută comunicarea respectivă ;

— în cadrul participării la seminarii s-a conturat tendința marilor organizații industriale și de cercetare de a fi prezente și prin reprezentanți ce nu au făcut comunicări, dar care după părerea noastră au avut rolul de a sintetiza la fața locului aspectele cele mai interesante pentru instituția respectivă, luînd în același timp legătura cu persoanele ce au prezentat problemele considerate „atrăgătoare" din anumite puncte de vedere.

In ansamblul său, cel de al VIII-lea Congres internațional al sticlei a dat posibilitatea cercetătorilor din multe țări ale lumii să expună ceea ce au considerat interesant și util a fi cunoscut din munca și din preocupările lor.

Felul cum a fost organizată această manifestare a reflectat importanța acordată pe plan internațional activității de cercetare din domeniul sticlei, precum și aceleia a creării condițiilor optime de expunere a rezultatelor obținute.

Fie în conferințele magistrale, fie în cadrul seminariilor, s-a desprins tendința de matematicizare a rezultatelor obținute în vederea reflectării fenomenelor în formule matematice, utile în perspectiva necesității automatizărilor de viitor.

Ing. C. Bărbulescu

Simpozion la Essen asupra turnurilor de răcire cu tiraj natural

La data de 19 aprilie 1968 a avut loc la Essen (R. F. a Germaniei), în organizarea Casei tehnicii din localitate, un simpozion asupra turnurilor de răcire cu tiraj natural. Lucrările prezentate la simpozion sînt aproape integral conținute în caietul 180, „Naturzug" — Kűhltűrme. Vulkan-Verlag Dr. W. Classen, 43 Essen, Haus der Technik.

Simpozionul a fost axat pe patru teme :

I. Vîntul ca încărcare (4 lucrări).

II. Probleme statice și dinamice ale plăcilor curbe ale turnurilor de răcire (3 lucrări).

III. Baze de proiectare pentru turnurile de răcire cu tiraj natural (4 lucrări).

IV. Învățăminte din trecut și perspective (2 lucrări).

Simpozionul a avut la bază, în principal, contribuțiile Universității tehnice din Hanovra și Universității din Ruhr (Bochum) (au existat contribuții și din partea cercetătorilor de la alte universități tehnice : Aachen, Braunschweig, Műnchen). Orientarea generală a simpozionului a fost dată de prof. dr. ing. W. Zerna de la Universitatea din Ruhr, fost șef de catedră la Universitatea tehnică din Hanovra (catedra de construcții masive).

În cadrul primei teme au fost dezbătute probleme asupra determinării valorilor de calcul ale presiunii vîntului pe baze statistice meteorologice, probleme ale influenței poziției reciproce a construcțiilor asupra presiunilor aerodinamice și au fost prezentate date experimentale referitoare la distribuția presiunilor și variația lor în timp. Trebuie remarcat în acest sens că disponibilitatea unei aparaturi de calitate permite în prezent experimentatorilor germani să obțină rezultate de cel mai bun nivel, comparabil cu ceea ce se obține de către specialiștii din Anglia, S.U.A. și U.R.S.S. Metodele de calcul dezbătute la această temă se situează într-un cadru în general clasic, nefăcînd uz de noțiunile dinamice și probabilistice adoptate în ultimii ani de cercetătorii de specialitate din U.R.S.S., Canada, S.U.A., Anglia, Japonia.

În cadrul celei de a doua teme au fost prezentate discuții asupra aplicabilității teoriei liniare de membrană și de încovoiere, ca și o scurtă analiză a problemelor de vibrații și stabilitate elastică statică ale turnurilor de răcire hiperbolice. Aplicațiile teoriei plăcilor curbe au putut fi duse pînă la rezultate numerice detaliate, datorită utilizării unor calculatoare de performanțe ridicate (pentru a se rezolva ecuațiile teoriei de încovoiere a fost utilizat calculatorul ICT 1907 al Universității tehnice din Braunschweig). Discuția asupra problemelor de vibrații și stabilitate a fost succintă și nu a abordat necesitatea unui calcul de stabilitate dinamică cu mari deplasări, pusă în evidență de accidentele din 1 noiembrie 1965 de la Ferrybridge (Anglia).

În cadrul celei de a treia teme s-au discutat probleme ale încărcărilor şi grupărilor de considerat în calcul, forme raţionale de turnuri de răcire, efecte seismice în regiunile miniere cu prăbuşiri, ca şi probleme de execuţie. Pentru încărcările cu caracter static sau cvasistatic (vînt) au fost prezentate aluri detaliate ale diagramelor de eforturi şi discuţii asupra suprapunerii eforturilor de diferite provenienţe. Pentru efectele seismice s-a recomandat considerarea unui coeficient seismic constant (conform principiilor pe care se bazau vechile prescripţii româneşti). O astfel de tratare este însă contraindicată în cazul turnurilor de răcire, datorită faptului că lungimea de undă a perturbaţiilor din teren devine comparabilă cu dimensiunile în plan ale marilor turnuri, ceea ce impune necesitatea unei analize dinamice mult mai aprofundate, cu considerarea unor perturbaţii dinamice nesimultane pe conturul de rezemare. În ce priveşte problemele de execuţie, s-a discutat asupra alcătuirii constructive (armare, acoperirea armăturii), asupra preciziei realizării formei geometrice proiectate şi asupra procedeelor de cofrare.

În cadrul celei de a patra teme a fost prezentată o analiză aprofundată a modului şi cauzelor prăbuşirii turnurilor de răcire de la Ferrybridge. S-a discutat influenţa poziţiei relative a turnurilor de răcire asupra fenomenelor aeroelastice, adoptarea de către proiectanţi a unei presiuni nominale prea reduse, adoptarea unei reţele simple de armare etc. După părerea recenzentului s-a acordat o importanţă relativ exagerată alegerii unei presiuni de calcul insuficiente şi unei armări simple a plăcii curbe, drept cauze principale ale accidentelor, şi s-a insistat prea puţin asupra formei turnurilor de răcire (trunchiuri de con racordate) şi a fenomenelor de instabilitate aerodinamică, pregnant relatate de către martorii prăbuşirilor. Drept probleme de viitor s-au discutat în special cele legate de construcţia unor turnuri de răcire de înălţime foarte mare, de ordinul a 160 m sau mai mult. S-a considerat drept formă de bază cea de hiperboloid cu o pînză şi s-a atras în special atenţia asupra problemelor de stabilitate şi a măsurilor necesare pentru asigurarea rigidităţii structurilor (nervuri, plăci duble, inele etc.).

Printre contribuţiile suplimentare, neprogramate, au fost de menţionat în special filmări, dintre care una a prezentat în mod impresionant oscilaţiile autoîntreţinute de ovalizare ale unor coşuri de fum metalice cilindrice, la o viteză redusă a vîntului (în S.U.A.).

Printre intervenţii a fost de remarcat în special aceea a unui specialist francez, autor al proiectelor unor turnuri de răcire de înălţimi deosebite, care a contrazis unele dintre concluziile specialiştilor germani, atrăgînd atenţia asupra importanţei formei construcţiei şi a insuficienţei armării simple. Recenzentul a intervenit în sensul observaţiilor critice făcute mai sus, la temele I şi III.

În cuvîntul introductiv, prof. Zerna a arătat că organizarea simpozionului se datoreşte constatării că experienţa acumulată de constructorii de mari turnuri de răcire din R. F. a Germaniei permite organizarea unei astfel de întruniri, care ar putea favoriza învăţăminte utile şi pentru specialiştii din alte ţări. Valoarea lucrărilor prezentate a confirmat întru totul această apreciere a preşedintelui şedinţei. Un alt aspect care trebuie subliniat în mod deosebit este acela că majoritatea prezentatorilor de referate a fost constituită din ingineri foarte tineri, cu mai puţin de 10 ani de activitate în specialitate, care au apărut ca personalităţi formate, capabile de a expune o părere proprie şi de a o susţine. Este de observat de asemenea faptul că vorbitorii erau membri ai corpului didactic, toţi cu o susţinută activitate pe linie de cercetare sau de legătură cu practica inginerească. În general, prezenţa în rîndurile corpului didactic din învăţămîntul superior din R. F. a Germaniei este posibilă numai în context cu o valoroasă activitate personală de cercetare sau de contribuţie la activitatea practică inginerească.

Ing. H. Sandi

RECENZII

E. Dimitriu-Vîlcea

ÎNDRUMĂTOR PENTRU PROIECTAREA ŞI ÎNCERCAREA IZOLĂRII TERMICE ŞI FONICE ÎN CONSTRUCŢII

Bucureşti, Editura tehnică, 1968

Lucrarea ing. E. Dimitriu-Vîlcea, apărută recent în Editura tehnică, tratează două probleme de mare actualitate ale fizicii construcţiilor: izolarea termică şi fonică a construcţiilor pentru asigurarea condiţiilor optime de climă în interiorul clădirilor de locuit, social-culturale şi industriale.

Volumul mare de construcţii ce se execută la noi în ţară, precum şi introducerea pe scară largă a materialelor de izolare termică şi fonică cu eficienţă mare, înglobate în structuri complexe, impun în prezent o tratare specială a izolării termice şi fonice a construcţiilor, atît în ceea ce priveşte dimensionarea, cît şi încercarea lor, în vederea realizării soluţiilor din punct de vedere tehnic şi economic.

Lucrarea prezintă o tematică bine închegată, prezentarea diferitelor aspecte făcîndu-se gradat, pînă la un nivel înalt, ceea ce permite ca problemele să fie urmărite de oameni cu diverse pregătiri profesionale. Lucrarea oferă metodele şi datele de calcul necesare proiectării elementelor delimitatoare ale construcţiilor şi încăperilor. Reuşeşte să sistematizeze şi să prezinte armonios un material documentar bogat, avînd ca surse cele mai noi articole de specialitate apărute în ţară şi străinătate. Materialul reunit în lucrare reprezintă prin conţinut un unicat, nu numai în ţara noastră, dar şi în străinătate.

Din studierea cărţii se desprinde aportul personal substanţial al autorului nu numai în ceea ce priveşte sintetizarea unui material existent, ci şi în rezolvarea unor probleme ridicate de dezvoltarea construcţiilor în ţara noastră. Autorul, prin contribuţia personală, rezolvă unele probleme la nivel corespunzător. Dintre acestea, cităm:

— stabilirea elementelor meteorologice exterioare de calcul (temperaturi, durata temperaturilor);

— stabilirea diferenţei de temperatură între aerul interior şi temperatura radiantă a încăperilor pentru îndeplinirea condiţiilor de confort şi rezistenţa termică optimă a elementelor perimetrale exterioare;

— stabilirea coeficienţilor de masivitate ai elementelor de construcţie şi legătura cu temperatura exterioară de calcul;

— sistematizarea calculelor la determinarea cîmpurilor de temperatură;

— determinarea stabilităţii termice la pardoseli şi la elementele de construcţie folosind integrarea exactă a ecuaţiei Fourier pentru elemente compuse;

— o metodă proprie de calcul al stabilităţii termice a încăperilor;

— o metodă de verificare sub aspectul difuziei vaporilor de apă inclusiv parametrii exteriori de calcul la elementele perimetrale exterioare de construcţie;

— integrarea exactă a expresiei care dă preţul de cost total (construcţie, instalaţie, exploatare) al elementelor exterioare de construcţie (cu valabilitate redusă la perioada actuală);

— metoda de determinare a conductibilităţii termice cu ajutorul regimului regulat (metoda acalorimetrică) la o serie de materiale noi (polistiren expandat, beton celular autoclavizat);

— sistematizarea metodelor de proiectare a izolării fonice a elementelor despărţitoare de construcţie la clădirile civile şi a sistemelor fonoabsorbante de tipul atenuatoarelor la instalaţiile de ventilaţie şi amortizoarelor pentru reducerea transmiterii vibraţiilor produse de agregate.

În accepţia autorului, dimensionarea elementelor despărţitoare de construcţii pentru realizarea confortului termic şi fonic apare mult mai extinsă în comparaţie cu cea prezentată în literatura de specialitate din alte ţări, confortul fiind privit sub toate aspectele importante ce le incumbă.

Faptul că în aceeaşi lucrare se tratează două tipuri de izolări funcţional diferite se justifică prin faptul că elementul de construcţie izolat reprezintă o unitate ce trebuie proiectată sub ambele aspecte, în mod complex.

Chiar numai realizarea confortului termic presupune stabilirea unei izolări optime în regim termic staţionar şi nestaţionar, atît pentru obţinerea unei temperaturi interioare de confort, cît şi a unei exploatări economice.

Prima parte a cărţii intitulată ,,Izolarea termică'' ocupă un volum de cca 220 de pagini, adică aproximativ 2/3 din totalul lucrării şi este împărţită în 11 capitole.

După un prim capitol de generalităţi în care se expun definiţiile, notaţiile şi unităţile de măsură ale mărimilor termofizice care vor fi utilizate în cuprinsul lucrării, se trece, în capitolele II şi III, la tratarea parametrilor de climă ai aerului exterior şi interior.

Astfel se stabilesc temperaturile convenţionale de calcul pentru perioada de vară şi de iarnă, intensitatea radiaţiei solare şi amplitudinea oscilaţiilor temperaturii exterioare de vară, duratele medii ale temperaturilor de calcul şi media temperaturii pe aceste durate, umiditatea aerului şi viteza de calcul a vîntului, condiţiile de climat interior şi clasificarea clădirilor în raport cu aceste condiţii etc.

Este de menţionat că datele climatologice culese de la Institutul meteorologic pentru o perioadă de cca 20 de ani şi un număr de 41 de localităţi din R. S. România au fost prelucrate statistic după o metodă originală, care ia în considerare inerţia termică a elementului de construcţie.

Valorile indicate în aceste capitole constituie datele iniţiale pentru toate calculele termotehnice expuse ulterior.

În capitolul IV sînt expuşi principalii parametri termofizici de calcul (densitatea aparentă, conductivitatea termică, coeficientul de asimilare termică, permeabilitatea la vapori şi căldura specifică) pentru un număr de circa 80 de materiale de construcţii cu utilizare în ţara noastră. De asemenea, pentru unele materiale se dau şi conductivităţile termice de laborator, precum şi umiditatea de exploatare.

În capitolul V se dau prescripţiile de calcul pentru stabilirea rezistenţei la transmisia termică, precum şi pentru calculul cîmpului de temperatură în interiorul elementelor de construcţie cu structură complexă.

Problemele termofizice ridicate de pardoseli (condiţii de confort, transmisia căldurii la contactul cu pardoseala etc.) sînt tratate separat în cap. VI.

Calculul stabilităţii termice a elementelor de construcţie şi a încăperilor formează obiectul capitolului VII, unde problema este tratată printr-o metodă originală atît pentru condiţiile de iarnă, cît şi de vară.

Următorul capitol este consacrat permeabilităţii la vapori a elementelor de construcţii.

Principiile şi metodele de calcul expuse în acest capitol diferă esenţial de cele cunoscute din normele în vigoare actualmente în R. S. România. Atrage în mod deosebit atenţia faptul că pentru prima oară se formulează în acest domeniu condiţii de admisibilitate bazate pe de o parte pe limitarea cantităţii de vapori care condensează în decursul iernii în structură, în funcţie de natura materialului termoizolator, iar pe de altă parte pe condiţia ca bilanţul de umiditate pe o perioadă de un an să nu arate acumulare de apă în structură.

Sînt indicate două metode fundamentale de calcul pentru verificarea la condens a structurilor, una originală bazată pe concentraţia vaporilor şi alta grafico-analitică bazată pe distribuţia presiunilor de vapori. De asemenea se dau în cuprinsul acestui capitol şi o serie de reţete simplificate pentru calcule orientative, precum şi tabele cu proprietăţile legate de difuzia vaporilor pentru unele bariere şi materiale utilizate în ţara noastră.

În capitolul IX se prezintă calculul rezistenţei la permeabilitatea la aer împreună cu condiţiile de admisibilitate, precum şi tabelele cu parametrii specifici acestui domeniu pentru materialele uzuale.

Capitolul X este destinat calculului termoeconomic al elementelor de construcţie bazat pe integrarea exactă a ecuaţiei preţului de cost total (construcţie, instalaţie, exploatare).

În sfîrşit, în capitolul XI sînt prezentate metodele şi aparatele cele mai moderne pentru măsurarea parametrilor termofizici ai aerului, materialelor şi structurilor, atît în laborator, cît şi pe şantier în condiţii de exploatare. Se remarcă în special metoda acalorimetrului pentru determinarea conductivităţii termice pe probe de dimensiuni mici şi cu diverse umidităţi, metoda plăcilor termoflux pentru măsurarea pierderilor de căldură prin pereţi, precum şi aparatul pentru determinarea permeabilităţii la vapori pe probe de laborator.

Partea a doua a cărţii, consacrată izolării fonice, cuprinde 6 capitole.

Primele două capitole introductive prezintă noţiunile fundamentale utilizate în domeniul izolărilor fonice, precum şi nivelurile sonore limită admisibile la interiorul şi exteriorul clădirilor.

Capitolul următor (XIV) este consacrat dimensionării izolării fonice a elementelor despărţitoare de construcţie la clădirile civile, avînd ca paragrafe : cerinţele minime privind izolarea fonică, metodele de calcul al izolării elementelor despărţitoare la zgomot aerian şi de impact, calculul gradului total de izolare la zgomot aerian al unei încăperi, precum şi date privind reducerea zgomotului prin absorbţie fonică pentru diferite structuri de pereţi.

Capitolul XV este consacrat măsurilor care trebuie adoptate pentru combaterea zgomotelor produse de instalaţii în construcţiile civile, precum şi de maşinile-unelte şi utilajele din construcţiile industriale.

Capitolul XVI este destinat măsurilor şi dispozitivelor speciale pentru combaterea zgomotelor (carcase fonoizolante, ecrane de protecţie, atenuatoare etc.), precum şi pentru combaterea vibraţiilor produse de agregate (amortizoare de diferite tipuri).

Ultimul capitol, al XVII-lea, tratează încercarea izolării fonice cu aparatură modernă de înaltă precizie. Sînt descrise măsurătorile privind intensitatea zgomotului, modulul de elasticitate, amortizarea interioră şi coeficientul de absorbţie fonică al materialelor, atenuarea fonică la zgomote aeriene şi de impact a elementelor de construcţie, precum şi măsurătorile asupra proprietăţilor fonoizolatoare ale construcţiilor (transmisia longitudinală la zgomot aerian, propagarea zgomotului de corp, reverberaţia etc.).

Ambele părţi ale lucrării sînt încheiate printr-o amplă bibliografie din domeniile respective.

De asemenea, cartea conţine numeroase exemple de calcul cu referire la structurile cele mai utilizate.

Astfel cum este concepută, cartea poate fi folosită şi ca un breviar pentru proiectare, conţinînd toate datele necesare acestuia, dar în acelaşi timp, prin faptul că se tratează şi bazele teoretice şi experimentale pentru principalele probleme ale fizicii construcţiilor, cartea poate servi şi cercetătorilor, precum şi, în general, inginerilor constructori şi arhitecţilor din proiectare şi execuţie care vin în contact cu aceste probleme, datorită extinderii şi importanţei tot mai mari pe care o capătă acum fizica construcţiilor.

Dr. ing. Gh. Duţă
Fiz. Gh. Petrescu

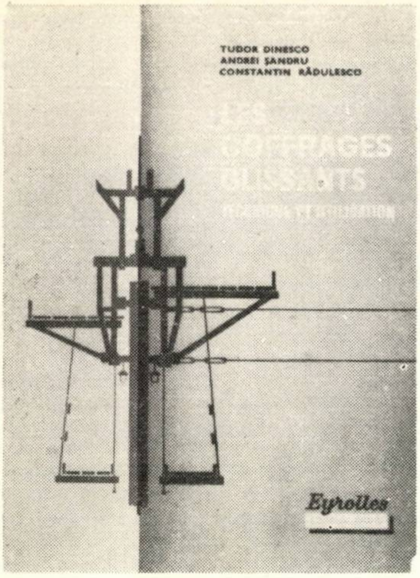
Ing. T. Dinescu, ing. A. Şandru şi ing. C. Rădulescu

LES COFFRAGES GLISSANTS. TECHNIQUE ET UTILISATION

(Cofrajele glisante. Tehnică şi utilizare)

Paris—Bucureşti, Ed. Eyrolles—Meridiane, 350 p.

A apărut, recent, în editurile Meridiane — Bucureşti şi Eyrolles — Paris în limba franceză, o nouă carte tehnică scrisă de autori români : ,,Les coffrages glissants''. După cum se arată şi în prefaţa autorilor, aceasta are ca bază de pornire ediţia română apărută în Editura tehnică — Bucureşti în anul 1963, completată succesiv în 1965 cu ocazia apariţiei în limbile maghiară şi bulgară şi din nou amplificată cu ocazia acestei ultime apariţii în limba franceză. Ca urmare a acestor succesive completări şi adăogiri, ediţia din 1968 în limba franceză reprezintă, la nivel superior, volumul cel mai bine documentat şi mai complet al problemei tratate.



În cele 350 de pagini de format normal, cu caractere agreabile la citit, cu fotografii și mai ales figuri foarte clar și corect prezentate, se epuizează tot ce se poate spune astăzi la noi despre problema cofrajelor alunecătoare. Consider că o înfățișare mai fidelă decît arătarea pe scurt a cuprinsului celor douăsprezece capitole ale cărții, nu se poate da. Cartea cuprinde tot ce este necesar pentru inginerul și tehnicianul care vrea să se inițieze în aceată metodă sau vrea să-și verifice cunoștințele pentru îmbunătățirea aplicării ei. După cum se va vedea din cuprins, cartea epuizează toate aspectele ce se întrevăd posibil a apărea, atît în faza de concepție, cît și în cea de execuție. În plus, în afară de arătarea operațiilor necesare executării lucrărilor, se insistă foarte bine asupra condițiilor de calitate și verificare a acestora, cît și asupra defectelor ce pot apărea, cu cauzele lor și posibilitățile de remediere. Acest fapt arată în mod neîndoielnic învățămintele trase de o echipă de ingineri care au aplicat metoda, au observat toate amănuntele teoretice și practice, au greșit și au verificat măsurile de îndreptarea greșelilor. Dar să lăsăm cuprinsul să înfățișeze tuturor ce anume pot găsi în aceată carte.

În cap. I se face o descriere a metodei cofrajelor alunecătoare, principii de alcătuire și funcționare, avantaje, condiții de aplicare, principii de calcul al părților constitutive, încheindu-se cu o enumerare a planurilor pe care trebuie să le cuprindă un studiu de folosire a acestor cofraje.

Cap. II cuprinde în prima parte un mare număr de exemple de construcții industriale — ilustrate cu fotografii în diverse stadii de execuție — clasificate pe specificul lor (silozuri, rezervoare, castele de apă, stîlpi și pereți înalți de hale industriale, coșuri de fum etc.) furnizînd date tehnice interesante, spre a ilustra mai bine domeniul de folosire.

În partea a doua a acestui capitol ise înfățișează utilizarea acestor cofraje la realizarea construcțiilor de locuințe, analizînd detaliat modul de rezolvare pentru fiecare parte de construcție sau detaliu de construcție ca : planșee, goluri în pereți, instalații, finisaje interioare și exterioare etc., sfîrșind cu o analiză tehnico-economică a folosirii acestei metode în realizarea construcțiilor civile, completată cu o bogată exemplificare prin fotografii și date tehnice de la lucrări executate.

În partea a treia a aceluiași capitol se prezintă numeroase exemple, însoțite de fotografii, de aplicare a acestei metode la lucrări de artă, lucrări hidrotehnice, lucrări miniere etc. (ziduri de sprijin, chesoane de fundații, baraje, pile de poduri, castele de echilibru, puțuri de acces în mine etc.).

În partea a patra se arată o serie de turnuri înalte executate cu ajutorul cofrajelor alunecătoare (turnuri de televiziune, faruri, turnuri panoramice etc.).

Cap. III ilustrează alcătuirea și funcționarea cofrajelor alunecătoare. După o clasificare judicioasă, urmează descrierea principalelor părți ce alcătuiesc ansamblul de utilaje necesare, completată cu o examinare amănunțită a acestora în alcătuirea cu diverse materiale (panourile de lemn sau metalice de forme diferite ; jugurile și grinzile de antrenare a panourilor de lemn sau metalice de forme diferite ; platformele de lucru cu părțile lor componente ; cadrele suport pentru armături și instalații ; instalațiile de ridicare cu descrierea tipurilor de verine, conducte și pompe ; barele de oțel pe care se cațără verinele, cu detalii de înnădire, metode de recuperare etc. ; instalațiile pentru controlul poziției cofrajului ; instalații auxiliare — electrice, telefon, apă, încălzire — și în sfîrșit, cofrajele golurilor ce trebuie practicate în pereți, cu diversele dispozitive necesare).

În cap. IV se descriu calitățile pe care trebuie să le aibă betonul ce se toarnă în cofraje alunecătoare (inițiale și finale) inclusiv controlul acestei calități. Se analizează de asemenea calitățile materialelor componente ale betonului și cantitățile în care acestea intră în alcătuirea unor betoane corespunzătoare. În continuare, se dau indicații de transport și punere în operă a betonului, încheind acest important capitol cu analiza factorilor care determină viteza de alunecare și indicînd metoda de determinare a acestei viteze. Din analizarea făcută asupra betoanelor turnate în cofraje alunecătoare, din modul de prezentare, *rezultă ceea ce foarte mulți dintre tehnicieni omit, că aceste betoane reprezintă un alt material decît cel cunoscut turnat în cofraje fixe.*

Cap. V cuprinde pregătirea executării lucrărilor, fiind împărțit, la rîndul său, în : a) organizarea executării lucrărilor (planificarea, organizarea generală a șantierului, organizarea executării obiectului, grafice de desfășurarea lucrului etc,). cuprinzînd date prețioase asupra indicilor de materiale, lucrări, manoperă, utilaje etc. ; b) conducerea șantierului (ingineri, maiștri, meseriași cu calificare specială etc.) și c) asistența tehnică și controlul calității.

Cap. VI tratează operațiile necesare confecționării, montării și demontării cofrajului alunecător, dînd numeroase detalii și descrieri amănunțite ale fiecărei operații. Descrierea operațiilor cu succesiunea lor în desfășurarea lucrărilor, cu detaliile necesare execuției, dau acestui capitol un aspect de curs de calificare în această meserie ; partea finală a capitolului, care înfățișează condițiile de calitate și metodele de verificare a acestora — cu indicarea abaterilor admisibile, precum și defectele cu cauzele și posibilitățile de remediere — completează întru totul cunoștințele necesare constructorului pus să execute lucrări de acest gen.

Cap. VII înfățișează execuția planșeelor la construcții cu mai multe niveluri și la construcții speciale înalte cu un singur planșeu, examinînd toate posibilitățile de alcătuire a acestora (monolit în diverse tipuri de cofraje, mixte sau integral prefabricate). Ca și celelalte capitole, și acesta se încheie cu condițiile de calitate, metodele de controlul calității, precum și defectele de execuție cu cauzele și posibilitățile de remediere a lor.

Cap. VIII cuprinde executarea construcțiilor speciale, împărțite în grupe pe caracteristicile lor : A) Construcții alcătuite din corpuri de înălțimi diferite ; B) Construcții în cadre sau cu structuri variabile cu înălțimea ; C) Construcții cu pereți sau elemente cu grosime variabilă cu înălțimea ; D) Construcții cu secțiune variabilă pe înălțime ; E) Construcții cofrate pe o singură față ; F) Construcții din beton precomprimat ; G) Pereți cu profile ; H) Aplicații speciale ale instalațiilor de ridicare a cofrajelor alunecătoare (ridicări de planșee sau acoperișuri, de cofraje pentru diverse construcții, de rezervoare și de platforme, executări de chesoane pentru fundații etc.).

Ca și în celelalte capitole, toate descrierile sînt însoțite de exemple grafice (desene și fotografii).

În cap. IX sînt descrise măsurile necesare executării lucrărilor pe timp friguros, începînd cu condițiile pe care trebuie să le îndeplinească betonul ce se toarnă în cofraje alunecătoare pe timp rece, continuînd cu măsurile de protecție a betonului, cu măsurile pentru a asigura lunecarea cofrajului și toate acestea pentru diferite tipuri de construcții. Sfîrșitul acestui capitol îl constituie o scurtă indicare a costului acestor măsuri — raportat la valoarea lucrărilor — prezentînd astfel încă unul din avantajele folosirii acestei metode.

Cap. X prezintă foarte detaliat măsurile de tehnica securității muncii și măsurile de protecție contra incendiilor, arătînd pe operații și pentru toate categoriile de construcții, prevederile respective.

În cap. XI, ca o încununare a analizei oricărei metode tehnice, se înfățișează aspectele tehnico-economice ale acestei metode. În subcapitole speciale, se prezintă indici de consum specific cu formulele de stabilire a lor și tabele cu indici realizați la unele construcții. Pe baza calculelor economice, se tratează într-un subcapitol determinarea domeniului de folosire în condiții economice a cofrajelor alunecătoare, dîndu-se multiple diagrame de variație a indicilor de consum de materiale și manoperă, în raport cu diferite înălţimi glisate la silozuri şi construcţii de locuinţe.

Cap. XII, ultimul, redă pe scurt caracteristicile materialelor ce alcătuiesc betonul armat, cerute de prescripţiile tehnice române. Aceasta, pentru ca cititorii străini să poată face comparaţiile corespunzătoare cu prescripţiile lor şi să adapteze datele în consecinţă.

În sfîrşit, indicarea unei bogate bibliografii completează părerea că la experienţa autorilor s-a adăugat aproape tot ce s-a putut găsi în literatură din experienţa altora asupra lucrărilor executate în cofraje alunecătoare.

În prefaţa ediţiei franceze, semnată de Ch. Bisdorff, inginer consilier din Paris, se arată că : ,,inginerii şi tehnicienii români s-au iniţiat în metoda cofrajelor alunecătoare de mare anvergură abia în anul 1960. Într-un timp record, discipolii de atunci au devenit profesori în arta folosirii cofrajelor alunecătoare''.

Aprecierea inginerului francez asupra inginerilor şi tehnicienilor români în folosirea acestei metode o putem extinde asupra autorilor lucrării prezentate. Folosind experienţa proprie, adăugînd tot ce au putut afla din experienţa altora, autorii au alcătuit un adevărat tratat asupra cofrajelor alunecătoare, prezentînd în cuprinsul său tot ce este necesar unui constructor pentru a putea folosi cu încredere această metodă. Din înfăţişarea succintă a cuprinsului, din citirea cu atenţie a cărţii, se desprinde impresia că s-a spus tot ce se putea spune despre această problemă în momentul de faţă. Prezentînd o lucrare completă asupra cofrajelor alunecătoare, se pun la îndemîna constructorilor străini toate datele necesare folosirii lor în bune condiţii. Pentru faptul că această lucrare este cea mai completă apărută pînă în prezent, considerăm că o ediţie în limba română a versiunii franceze este o necesitate care trebuie satisfăcută în cît mai scurt timp.

Ing. Virgil Busuioc

G. Osipov, D. Lepaşov ş.a.

IZMERENIE ŞUMA MAŞIN I OBORUDOVANIA

(Măsurarea zgomotului produs de maşini şi utilaje)

Moskva, Izdatelstvo comiteta standardov,mer u izmeritelnih priborov pri sovete ministrov SSSR, 1968

Lucrarea colectivului de autori compus din G. Osipov, D. Lepaşov ş.a. ,,Măsurarea zgomotului produs de maşini şi utilaje'', şi apărută la Moscova în 1968, îşi propune o prezentare de ansamblu a problemelor teoretice şi practice legate de stabilirea nivelului obiectiv de presiune sonoră ce caracterizează maşinile, utilajele şi diferite alte agregate industriale sau de instalaţii.

Г.Л.ОСИПОВ Д.З.ЛОПАШОВ
Е.Н.ФЕДОСЕЕВА Ю.М.ИЛЬЯШУК
измерение
шума
машин и оборудования

Prin modul în care a fost concepută, cartea prezintă un dublu interes pentru proiectanţii din domeniul construcţiilor şi instalaţiilor. Pe de o parte se găsesc expuse aici principiile de proiectare ale laboratoarelor speciale (camere anecoide şi de reverberaţie) în care se execută măsurătorile, laboratoare care în ultima vreme au început a fi construite şi în ţara noastră, iar pe de altă parte se încearcă o sinteză a diferitelor metodologii de lucru şi de apreciere a rezultatelor măsurătorilor. În felul acesta se vine în sprijinul celor care, pe baza unor date concrete, trebuie să determine gradul de izolare necesar unor clădiri sau încăperi faţă de zgomotul produs de sursele luate în considerare.

Conţinînd aproximativ 150 de pagini, cuprinsul cărţii a fost grupat în 5 capitole.

Capitolul 1 ,,Noţiuni şi terminologie'' cuprinde explicitarea termenilor folosiţi în lucrare, stabilind în acelaşi timp relaţiile de calcul între diferitele mărimi definite.

Capitolul 2 ,,Aparatură pentru măsurarea zgomotului'' se ocupă cu prezentarea lanţului de instrumente necesare măsurătorilor de precizie. Sînt expuse principial aparatele indicatoare de zgomot (sonometre), precum şi cele care permit înregistrarea în timp a variaţiei nivelului (indicatoare rapide de nivel). Diferitele tipuri de microfoane şi spectrometre sînt analizate comparativ.

În capitolul 3 ,,Camere anecoide şi camere de reverberaţie'' se dau principiile şi metodele practice de proiectare a unor încăperi total absorbante sau caracterizate printr-un timp de reverberaţie foarte lung. Sînt analizate condiţiile care pot determina ca măsurătorile să se execute în una sau alta din camere. În încheiere, autorii prezintă exemple de dimensionare ale unor asemenea laboratoare.

Capitolul 4 se intitulează ,,Calculul erorilor la măsurătorile de zgomot'' şi în cuprinsul său se tratează : felul în care trebuie efectuate măsurătorile, luarea în consideraţie a valorilor accidentale în funcţie de distribuţia lor în spaţiul de lucru şi de durata în timp. Se indică procedeul de calcul al nivelului de zgomot echivalent care intervine ulterior în dimensionarea tratamentelor şi izolărilor fonice. Menţionăm că acest capitol trebuie considerat împreună cu anexa 1 : ,,Operaţii asupra unităţilor de măsură — decibeli'' care precizează sistemele de măsură şi transformările de unităţi ce apar în mod curent în proiectarea acustică.

Ultima parte a lucrării ,,Prescripţii tehnice privind metodica de executare a măsurătorilor'' face o prezentare de sinteză a parametrilor de care se ţine seama în determinările experimentale, pentru ca rezultatele obţinute în condiţii diferite să poată fi comparate între ele.

În concluzie, o lucrare interesantă, la un nivel de tratare mediu, într-o problemă care devine mereu mai actuală.

Ing. S. Petre-Lazăr

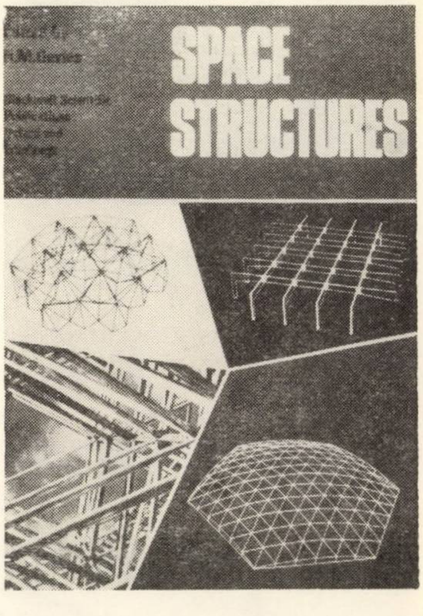
SPACE STRUCTURES

(Structuri spaţiale)

Editat de R.M. Davies

Oxford and Edinburgh, Blackwell Scient'fic Publications, 1967. 1254 pagini, 1182 figuri

Într-o cronică anterioară, prezentam lucrările conferinţei internaţionale pentru structuri spaţiale ţinută la Londra în septembrie 1966 şi anunţam proiectul organizatorilor conferinţei de a publica în volum aceste comunicări.



De curînd a apărut acest volum, în condiţii grafice cu totul excepţionale.

Cartea poate fi considerată ca o dare de seamă asupra cunoştinţelor noastre în ce priveşte calculul, proiectarea şi execuţia structurilor spaţiale (din alte materiale decît betonul armat şi betonul precomprimat).

Faţă de lista comunicărilor menţionate în cronica noastră figurează în plus o introducere semnată de profesorul Z. S. Makowski (Anglia), intitulată ,,Structuri spaţiale. Scurtă trecere în revistă a dezvoltării lor'' şi comunicarea nr. 55 (H 5) a lui R.G. Taylor (Anglia) ,,Metode de confecţionare şi de execuţie a structurilor spaţiale metalice tubulare''.

Dr. ing. Mircea Soare

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

HOTEL LA MONTREAL

Cu ocazia Expoziţiei universale şi internaţionale din anul 1967, la Montreal s-a construit un hotel-turn cu 38 de etaje, remarcabil din mai multe puncte de vedere.

Construcţia are 146 m înălţime,' cuprinzînd 640 de camere identice (grupate cîte 20 pe nivel), mai multe săli de recepţie, café-bar, cinematograf, sală permanentă de expoziţii etc. (fig. 1).

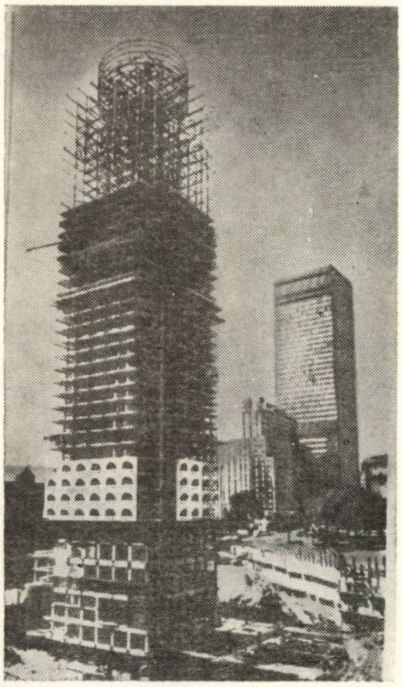


Fig. 1

Soclul construcţiei este constituit dintr-o platformă cu 7 niveluri, din care 5 sînt subterane şi care poartă pe terasă o piscină-patinoar (după sezon). Din această terasă se înalţă turnul în formă de cruce în plan.

Această diferenţiere a maselor a rezultat din necesităţi de alcătuire a structurii din: beton armat monolit în soclu alcătuit din stîlpi şi pereţi laterali de susţinere care poartă planşee-dală, şarpantă metalică în turn cu planşee monolite care poartă în consolă panourile de faţadă neportante (fig. 2).

Circulaţia verticală, pe două scări şi cu 10 ascensoare, este grupată în sîmburele central al turnului.

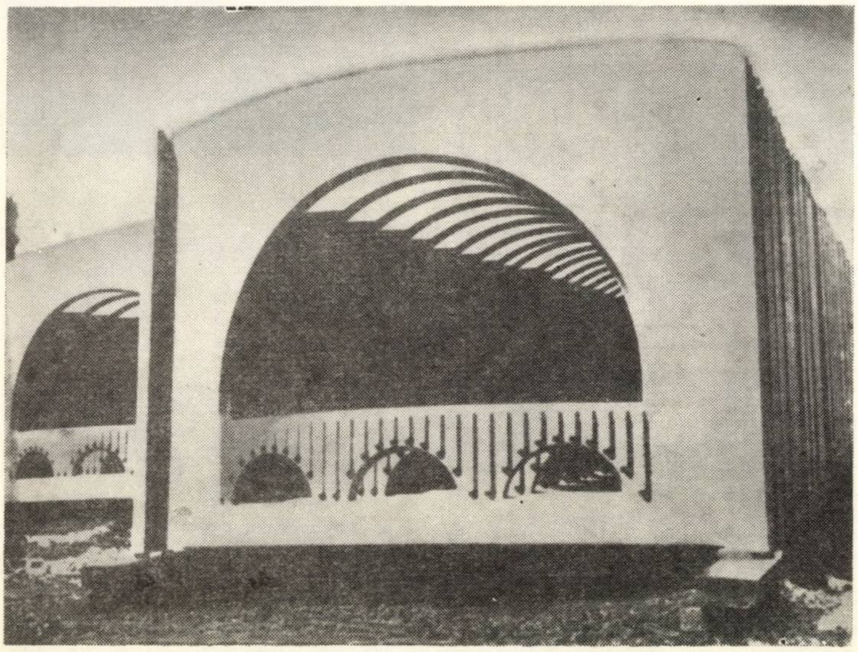
Întreaga structură a fost proiectată şi executată pe baza recomandărilor din cadrul comitetului de seismologie din California, avîndu-se în vedere solicitări seismice puternice.

Ca urmare, ansamblul structural cuprinde: o structură suplă constituită de soclul construcţiei sub forma de cadre care lucrează elastic ca nişte resorturi între terenul stîncos şi şarpanta îngustă superioară, o structură de tranziţie pe înălţimea primului etaj, deasupra soclului, constituită din elemente cu zăbrele care să favorizeze distribuţia amortizată a vibraţiilor şi o structură rigidă pentru turn cu puternice contravîntuiri, atît în planul pereţilor interiori, cît şi în planul faţadelor, ceea ce cere efectul descărcării planşeelor în consolă.

Îmbrăcarea turnului s-a făcut cu 1 100 bucăţi panouri realizate din agregate de cuarţit şi ciment alb; ele au greutatea de 4,5 — 5,5 tone. Panourile de la faţade au forma bombată spre exterior; geamurile, de asemenea curbe, sînt fixe şi simple, ceea ce a redus substanţial problemele de etanşare a rosturilor la ferestre.

Adoptarea sistemului cu geamuri simple, fixe, a fost posibilă ca urmare a aplicării sistemului de condiţionare-climatizare interioară.

Fig. 2



Montarea panourilor de faţade, etaj cu etaj, s-a făcut cu uşurinţă cu ajutorul unui monorai circulînd pe bordura unuia din planşeele superioare.

Din Bâtir, nr. 164, 1968

UN NOU PROCEDEU PENTRU REDUCEREA UMIDITĂŢII ÎN PEREŢI

Pentru împiedicarea ascensiunii capilare a apei în pereţii construcţiilor vechi, în Anglia s-au dezvoltat numeroase procedee tehnice: unul din cele mai spectaculoase constă în tăierea orizontală a pereţilor la nivelul terenului şi inserarea de straturi impermeabile în tăietura practicată.

De curînd a fost pus la punct un nou procedeu care prevede injectarea în perete a unui lichid pe bază de silicon; acesta, prin polimerizare în contact cu umiditatea, creează în zidărie o barieră etanşă, care împiedică ascensiunea capilară a apei. Deasupra acestei bariere, peretele se usucă în scurt timp.

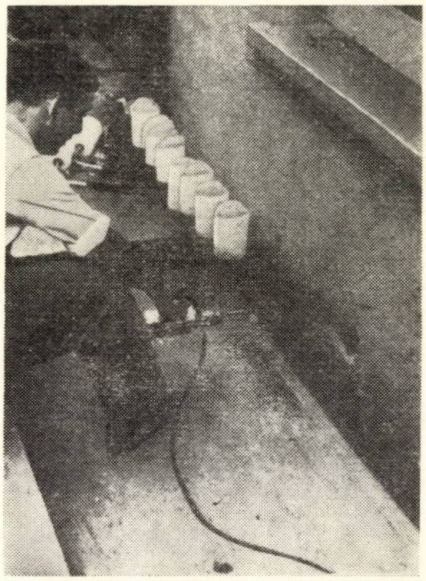


Fig. 1

Punerea în lucrare este foarte simplă: cu ajutorul unui burghiu mecanic se practică găuri în zidărie, la fiecare circa 15 cm şi cît mai aproape de nivelul terenului. În fiecare gaură se introduce apoi un tub găurit lateral şi îmbrăcat cu pînză, care este racordat la un recipient din material plastic (fig. 1).

Recipientul este umplut cu lichidul pe bază de siliconi, care se va scurge încet în perete.

Consumul de lichid pe bază de siliconi depinde de porozitatea zidăriei.

Tratamentul durează 3 — 4 zile, după care tuburile sînt îndepărtate, iar găurile sînt umplute cu mortar de ciment.

În cazul unor pereţi foarte groşi, este indicat să se intervină pe ambele feţe ale pereţilor.

Pentru a se accelera uscarea zidăriei, se recomandă îndepărtarea tencuielii interioare, mai ales dacă aceasta a fost deja degradată de umiditate.

Din Bâtir, nr. 164, 1968

ÎN ATENŢIA CITITORILOR

REÎNNOIŢI-VĂ ABONAMENTELE

LA

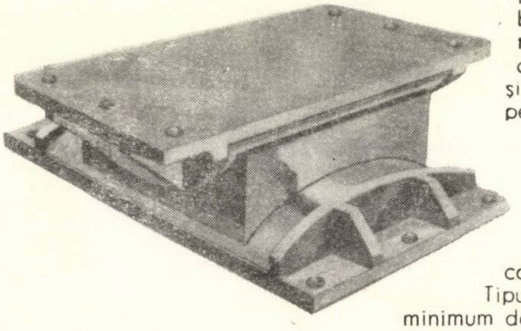
„Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii"

Pentru a vă asigura în cursul anului viitor toate numerele revistei noastre, abonaţi-vă din timp, tirajul fiind limitat.

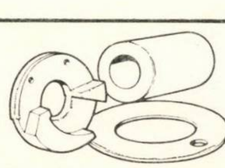
Preţul unui abonament anual individual este de 60 lei, iar al unui abonament de instituţie de 170 lei.

Abonamentele se fac numai la administraţia revistei, Bucureşti, str. Episcopiei 9, Sector 1, sau prin mandat poştal adresat Administraţiei, Căsuţa poştală 2951, Oficiul poştal 22, cont virament BNRSR-DECBS 136.401.39.

pentru cele mai avansate concepţii actuale...

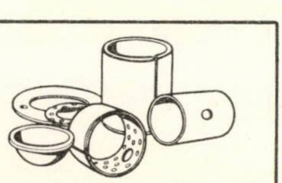


Glacier Metal Company se află în primele rînduri în ce priveşte proiectarea şi dezvoltarea lagărelor. Poziţia aceasta şi-a păstrat-o printr-o muncă susţinută de cercetare. Tehnologii firmei Glacier au reuşit să pună la dispoziţia unităţilor industriale din întreaga lume o gamă largă de tipuri şi materiale noi bazate pe o cercetare atentă a problemelor legate de dezvoltarea viitoare a lagărelor. Produsele dezvoltate de laboratoarele firmei Glacier constituie cea mai completă gamă posibilă de lagăre; ele sînt fabricate şi distribuite pe plan mondial prin intermediul unei reţele alcătuite din peste 130 de unităţi titulare de brevete, filiale şi agenţi. **Lagăre de alunecare Glacier.** Gama de lagăre de alunecare de dimensiuni reduse şi de randament ridicat produse de firma Glacier se bazează pe caracteristicile unice materialului uscat pentru lagăre Glacier DU, dezvoltat de firma Glacier, în care rezistenţele mecanice ridicate se îmbină în mod armonios cu frecarea extrem de redusă a PTFE. În contact cu oţelul inoxidabil, Glacier DU prezintă un coeficient de frecare extrem de redus şi poate prelua eforturi de compresiune considerabile. Tipurile standard permit deplasări în toate direcţiile şi necesită totodată un minimum de întreţinere pe întreaga durată de serviciu a elementului. În numeroase cazuri sînt necesare lagăre de un tip special; de aceea firma Glacier a proiectat o gamă largă de tipuri de lagăre, capabile să satisfacă cele mai variate cerinţe. Experienţa acumulată este pusă gratuit la dispoziţia clientelei. Lagărele de alunecare produse de firma Glacier au fost utilizate cu succes la reducerea eforturilor dezvoltate în poduri, tunele, şosele, planşee şi acoperişuri, rezervoare de presiune de mare capacitate, rezervoare de înmagazinare, conducte, schimbătoare de căldură, preîncălzitoare de aer, turbine, alternatoare şi maşini de cele mai variate tipuri.



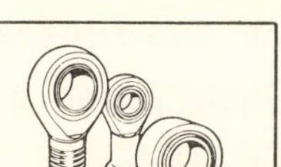
Glacier DQ şi Glacetal

Glacier DQ – o îmbinare a proprietăţilor lagărelor mecanice şi a celor uscate. Se livrează sub formă de piese turnate sau fasonate, bare sau tuburi. Glacetal – lubrifiantul de mare eficienţă pentru şaibe de presiune şi alte elemente similare.



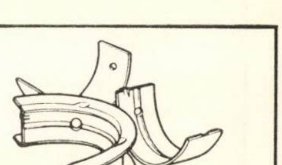
Bucşe izolate, emisfere şi şaibe de presiune standard

Produse din plumb sau bronz cu căptuşeală de oţel, în diametre de stoc de la 3 mm la 120 mm. Tipul Glacier DU fără lubrefiere şi tipul Glacier DX lubrefiat.



Dualign

Lagăre sferice şi capete de tijă. Elemente cu performanţe ridicate, rezistente la coroziune, insensibile la murdărie, praf şi cele mai diverse fluide.



Lagăre reticulare din tablă de aluminiu pentru maşini

Lagăre perfect echilibrate, de mare rezistenţă, destinate motoarelor cu benzină sau motorină.

Manuale pentru proiectanţi se trimit la cerere

...cele mai avansate tipuri de lagăre

GLACIER

1967

THE ASSOCIATED ENGINEERING GROUP

THE GLACIER METAL COMPANY LIMITED ALPERTON · WEMBLEY · MIDDLESEX

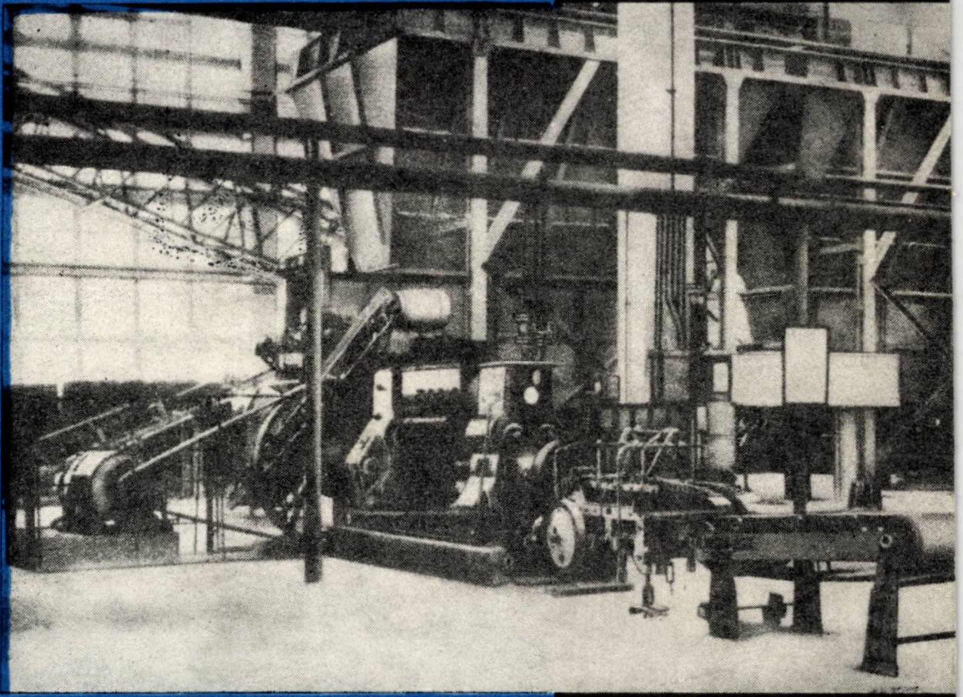
Publicom

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA

SOCIÉTÉ D'ÉTAT POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

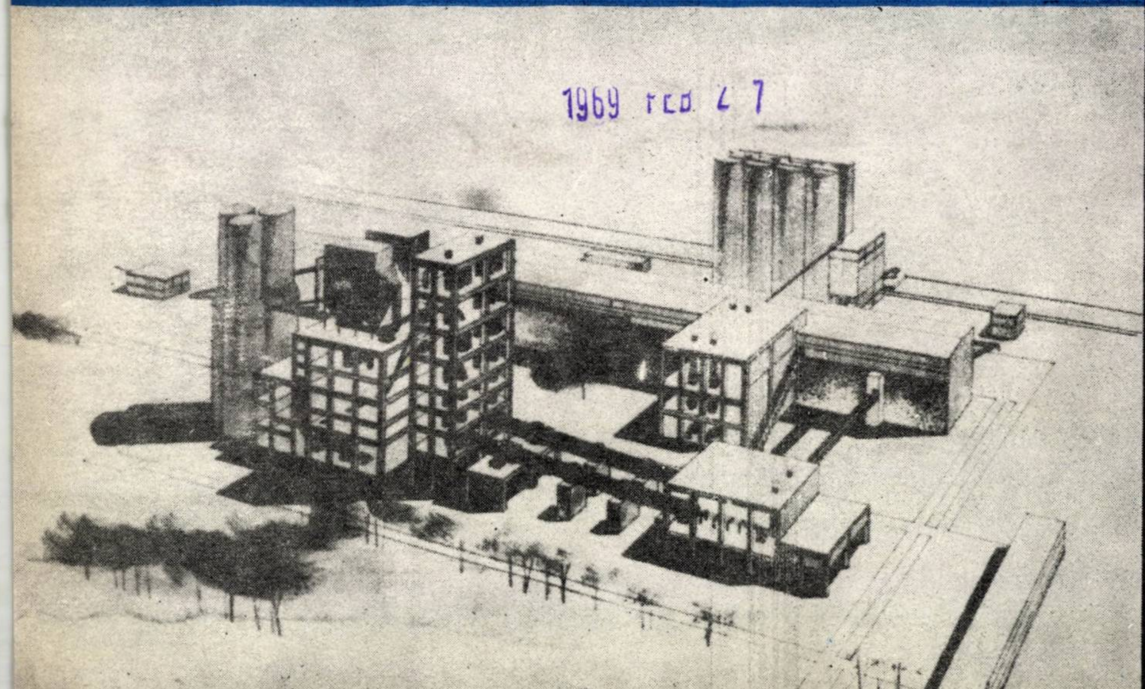
éxécute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttières pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).



Pour informations et offres s'adresser à
.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT, 2, rue Gabriel Péri, Bucarest ROUMANIE
Téléphone: 116 ★ Telex: 214 ★ Télégrammes: INDEXPORT

1969 FEB 27



1968 12

R

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT
PENTRU CONSTRUCȚII
ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

E 1688

REVISTA CONSTRUCȚIILOR ȘI A MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

12

1968

VOLUMUL 20. Nr. 12

DECEMBRIE 1968

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. ing. Florescu Emanoil, prof. ing. Drogeanu Nicolae, conf. ing. Negru Radu, ing. Andrei Andrei, conf. dr. ing. Dumitrescu F. Dan (redactor responsabil), ing. Ghițescu Dan, ing. Gyali Zoltan, ing. Halmagiu Mircea, ing. Ionescu Constantin, prof. ing. Matescu Dan, prof. ing. Mazilu Panait, ing. Medvețchi Anton, ing. Pop Simion, conf. ing. Radovici Barbu, dr. ing. Scarlat Adrian

SUMAR

C. RUŞCĂ

Hale industriale cu un nivel. Sistematizări în calculul structurilor de hale cu stîlpi încastraţi în fermele şarpantei 617

A. MIHUL, D. VĂTĂMAN, M. PATRAŞ, C. IONESCU
R. GRIGORESCU

Consideraţii asupra structurii de rezistenţă a halei uzinei de fibre sintetice din Iaşi . . . 623

R. PATRAULEA, ŞT. VINTILĂ

Instalaţii termice pentru un complex de odihnă pe litoral 628

D. GHIŢESCU, L. KLODNISCHI

Comentarii asupra calculului necesarului de căldură pentru halele industriale 636

N. N. DRĂGHICI

Unele probleme privind încălzirea prin radiaţie a halelor industriale 639

V. DĂSCĂLU, A. CUCIUREANU, A. DRĂGHICI

Posibilităţi de injectare pe timp friguros . . . 642

GH. PANĂ

Tendinţe moderne în construcţia meselor vibrante 644

I. IONESCU

Studiul comportării în timp, în condiţii de laborator şi exploatare, a unor betoane cu răşini sintetice fără lianţi minerali 648

M. ANGELESCU, P. CIUBOTARU, E. CEAPĂ
Pardoseli cu proprietăţi termoizolatoare la grajduri şi padocuri 661

CRONICĂ

RECENZII

43 305

Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii, organ al Comitetului de Stat pentru Construcţii, Arhitectură şi Sistematizare — Redacţia, administraţia şi casieria : Bucureşti, str. Episcopiei nr. 9, sector 1, telefon : Redacţia şi Administraţia 16.49.14. Abonamentele se primsc numai la sediul redacţiei. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 64.03.01.39 Direcţia Executării de Casă a Bugetului Statului — Redacţia publicaţiilor „Revista Construcţiilor şi a Materialelor de Construcţii" şi „Arhitectura" — Preţul unui exemplar lei 8

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 10/8640/1967

Tiparul : Intreprinderea Poligrafică „Informaţia" — Bucureşti. c. 5928

Hale industriale cu un nivel

Sistematizări în calculul structurilor de hale cu stîlpi încastrați în fermele șarpantei

Ing. C. Rușcă

În ultimul timp se utilizează, pe o scară tot mai largă la construcția halelor industriale cu sau fără poduri rulante, structura statică alcătuită din ferme prefabricate de beton armat (proiect tip I.P.C.T. 2066) sau ferme metalice încastrate în capătul superior al stîlpilor de beton armat monolit sau prefabricat încastrați la rîndul lor în fundații (fig. 1).

Se propune pentru calculul static rapid și foarte exact al structurii din figura 1 (nu contează numărul de deschideri) o metodă de calcul derivată din metoda deformațiilor. Vom arăta în cele ce urmează justificarea metodei (demonstrația teoretică).

Se apreciază că această metodă de calcul static are consecințe foarte favorabile asupra timpului de proiectare, scurtîndu-l substanțial, iar printr-o sistematizare propusă se exclude orice posibilitate de a greși, calculul putînd fi verificat cu mare ușurință.

La cadrele halelor industriale de acest tip, grinda cu zăbrele de beton armat sau metalică se poate considera convențional absolut rigidă ($Igr = \infty$) la calculul eforturilor pentru solicitările orizontale (vînt, cutremur, temperatură, forțele de frînare ale podurilor rulante) și pentru acțiunea excentrică a podurilor rulante.

Noua metodă propusă permite stabilirea directă a eforturilor în cadrul din figura 1 fără a mai fi nevoie să se scrie ecuațiile canonice pentru fiecare ipoteză de încărcare, să se stabilească deformația reală a cadrului sub acțiunea fiecărei solicitări exterioare, după care să se calculeze eforturile (M și N).

Aceasta duce la o importantă economie de timp în proiectare, dînd totodată și o mai mare siguranță proiectantului, prin excluderea posibilităților de a greși, datorită simplității metodei.

Prin metodele clasice (metoda eforturilor și metoda deformațiilor), calculul este foarte lung și laborios.

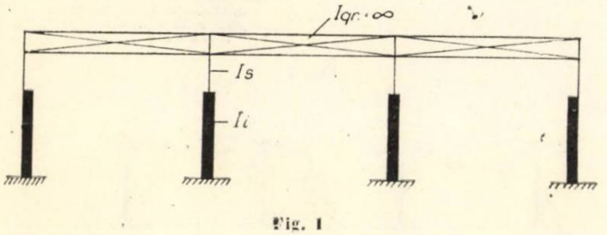


Fig. 1

Precizăm că nu s-a considerat torsiunea generală a șaibei acoperișului, admițîndu-se că această șaibă are translații fără rotiri în planul ei.

Diagramele 1—12 au fost stabilite de autor pe baza coeficienților din tabelele cuprinse în volumul „Jelezobetonnie construcții" de I. I. Ulițki ș.a.

Prin metoda deplasărilor se stabilește mai întîi valoarea deplasării necunoscute Δ_{pi} din ecuația:

$$\Delta_{pi} \cdot r_{11} + R_{10} = 0, \qquad (1)$$

în care:

r_{11} este suma reacțiilor unitare datorite deplasării unitare orizontale fictive ($\Delta = 1$) a sistemului de bază la nivelul superior al stîlpilor;

R_{10} — reacția care se produce în legătura fictivă sub acțiunea sarcinilor exterioare care solicită sistemul de bază (fig. 2).

Rezolvînd ecuația canonică (1) se determină deplasările reale Δ_{pi} pentru fiecare ipoteză de încărcare, în parte.

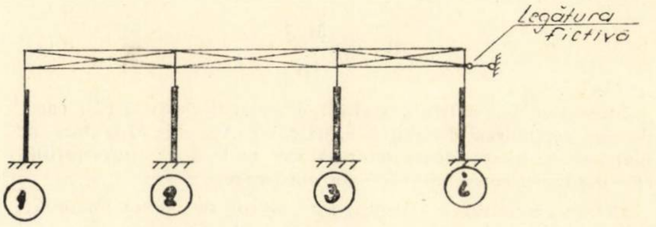


Fig. 2

Valorile elastice ale reacției orizontale și momentului încovoietor din capătul superior al stîlpului „i" se determină cu relațiile:

$$X_i \; elastic = X_{pi}^{fix} + \Delta_{pi} \cdot X_{\Delta i} \qquad (2)$$

$$M_i \; elastic = M_{pi}^{fix} + \Delta_{pi} \cdot M_{\Delta i}$$

în care:

X_{pi}^{fix} este reacția orizontală din capătul superior fix al stîlpului i sub acțiunea sarcinilor exterioare;

M_{pi}^{fix} — momentul încovoietor din capătul superior fix al stîlpului i sub acțiunea sarcinilor exterioare;

$X_{\Delta i}$ și $M_{\Delta i}$ — reacția orizontală și momentul încovoietor din capătul superior al stîlpului i la o deplasare fictivă unitară orizontală a capătului superior ($\Delta = 1$).

Aceasta a fost metoda generală de calcul al deformațiilor.

METODA DE CALCUL PROPUSĂ

Pornind de la relațiile (2)

$$X_{iel} = X_{pi}^{fix} + \Delta_{ip} X_{\Delta i}$$

$$M_{iel} = M_{pi}^{fix} + \Delta_{ip} M_{\Delta l}$$

precum și de la o relație stabilită anterior *:

$$X_{iel} = \pm X_{pi}^{fix} - R_p \cdot r_i \qquad (3)$$

unde:

$$R_p = R_{10} = \sum X_{pi}^{fix}$$

$$r_i = \frac{X_{\Delta i}}{r_{11}}$$

se stabilesc următoarele:

$$\Delta_{pi} \cdot X_{\Delta i} = - R_p \cdot r_i \qquad (4)$$

$$\Delta_{pi} = - R_p \cdot \frac{r_i}{X_{\Delta i}} = - \frac{R_p}{r_{11}} \qquad (5)$$

---

* Vezi articolul „Metodă simplificată de calcul al halelor industriale din elemente prefabricate de beton armat". Revista construcțiilor și a materialelor de construcții, nr. 2/1966.

De unde:

$$X_{iel} = \pm X_{pi}^{fix} - R_p \cdot r_i$$

$$M_{iel} = \pm M_{pi}^{fix} + R_p \cdot \frac{M_{\Delta i}}{r_{11}}$$

sau:

$$\begin{aligned} X_{eli} &= \pm X_{pi}^{fix} - R_p \cdot r_i \\ M_{eli} &= \pm M_{pi}^{fix} + R_p \cdot m_{ri} \end{aligned} \tag{6}$$

unde:

$$m_{ri} = \frac{M_{\Delta i}}{r_{11}}. \tag{7}$$

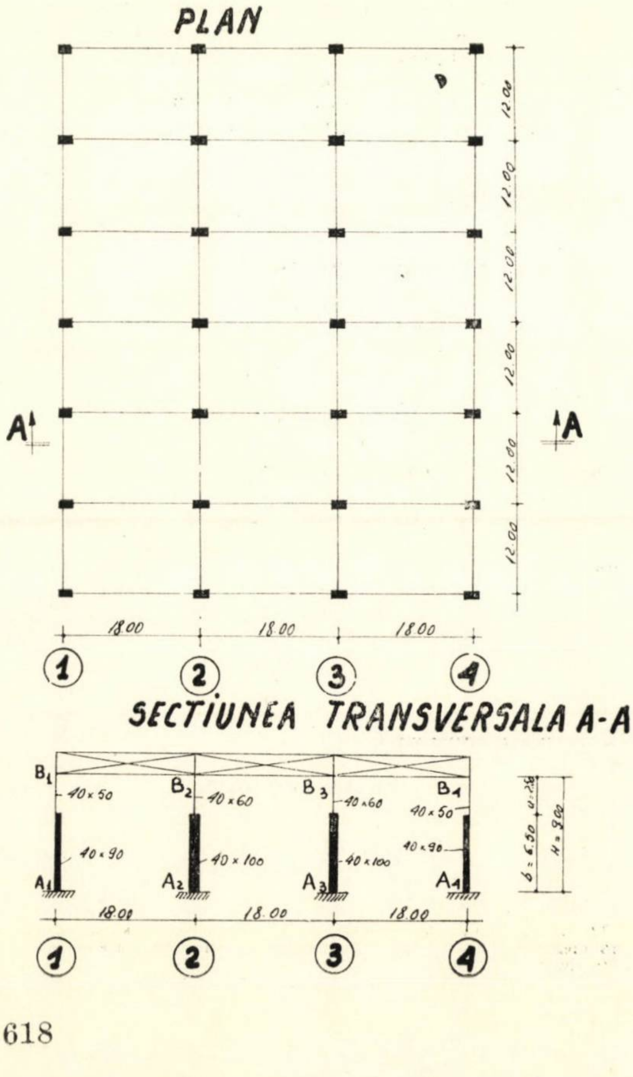
Noutatea o constituie stabilirea ecuațiilor (6) și (7), care permit calcularea directă a eforturilor X_{eli} și M_{eli} fără a mai trece prin stabilirea deformațiilor reale Δ_{pi} din ecuațiile (1) pentru fiecare ipoteză de încărcare.

Pentru oglindirea avantajelor aduse de noua metodă, prezentăm în cele ce urmează un exemplu de calcul.

EXEMPLU DE CALCUL

Să se calculeze o hală industrială, stabilindu-se eforturile M și N în stîlpii de beton armat ai structurii de rezistență din figura 3 pentru solicitările din podurile rulante și vîntul considerat uniform distribuit pe înălțimea halei, precum și din cutremur ($S = 3\ t$).

Fig. 3


PLAN
12.00
12.00
12.00
12.00
12.00
12.00
A
A
18.00
18.00
18.00
1
2
3
4
SECTIUNEA TRANSVERSALA A-A
B1
B2
B3
B4
40×50
40×60
40×60
40×50
40×90
40×100
40×100
40×90
A1
A2
A3
A4
h = 6.50
H = 9.00
18.00
18.00
18.00
1
2
3
4

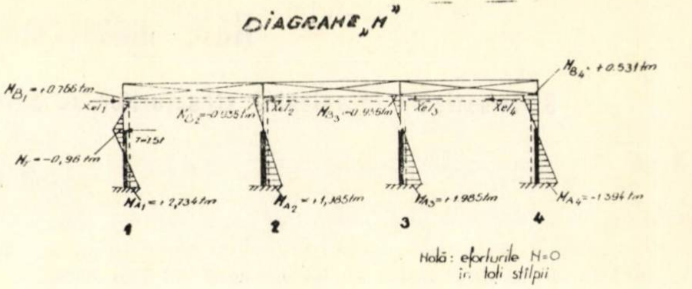

DIAGRAME „M"
M_{B_1} = +0.766 tm
M_{B_2} = −0.935 tm
M_{B_3} = −0.935 tm
M_{B_4} = +0.531 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
T = 15 t
M_T = −0,96 tm
M_{A_1} = +2,734 tm
M_{A_2} = +1,185 tm
M_{A_3} = +1,985 tm
M_{A_4} = −1,594 tm
1
2
3
4
Notă: eforturile N = 0
în toți stîlpii

Fig. 4

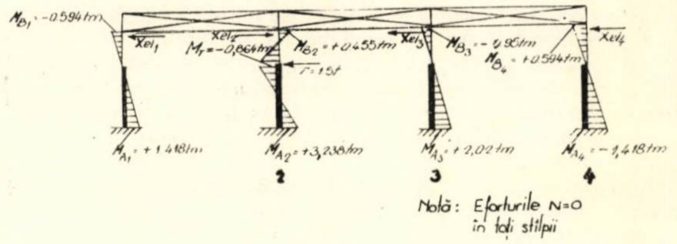

M_{B_1} = −0.594 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
M_T = −0,864 tm
M_{B_2} = +0.455 tm
M_{B_3} = −0.95 tm
M_{B_4} = +0.594 tm
T = 15 t
M_{A_1} = +1.418 tm
M_{A_2} = +3,238 tm
M_{A_3} = +2,02 tm
M_{A_4} = −1,418 tm
2
3
4
Notă: Eforturile N = 0
în toți stîlpii

Fig. 5

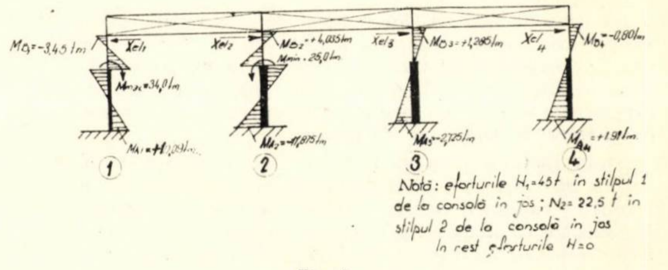

M_{B_1} = −3,45 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
M_{B_2} = +4,035 tm
M_{min} = 25,0 tm
M_{B_3} = +1,285 tm
M_{B_4} = −0,80 tm
M_{max} = 34,0 tm
M_{A_1} = +10,09 tm
M_{A_2} = −11,875 tm
M_{A_3} = −2,725 tm
M_{A_4} = +1,91 tm
1
2
3
4
Notă: eforturile N_1 = 45 t în stîlpul 1
de la consolă în jos; N_2 = 22,5 t în
stîlpul 2 de la consolă în jos
În rest eforturile N = 0

Fig. 6

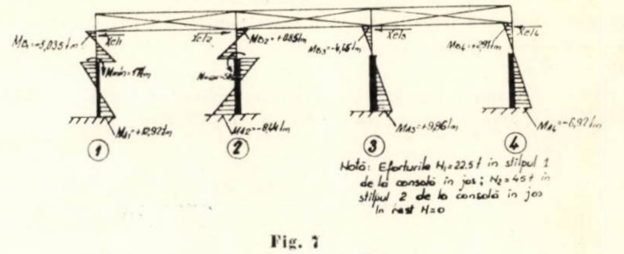

M_{B_1} = −5,035 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
M_{B_2} = +0,85 tm
M_{B_3} = −4,45 tm
M_{B_4} = +2,91 tm
M_{min} = 17 tm
M_{max} = 34
M_{A_1} = +12,92 tm
M_{A_2} = −8,44 tm
M_{A_3} = +9,86 tm
M_{A_4} = −6,92 tm
1
2
3
4
Notă: Eforturile N_1 = 22.5 t în stîlpul 1
de la consolă în jos; N_2 = 45 t în
stîlpul 2 de la consolă în jos
În rest N = 0

Fig. 7

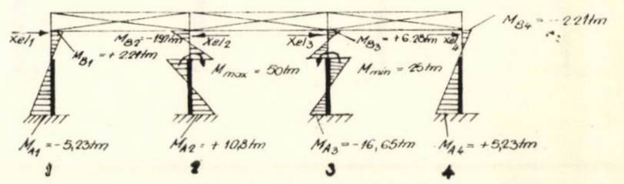
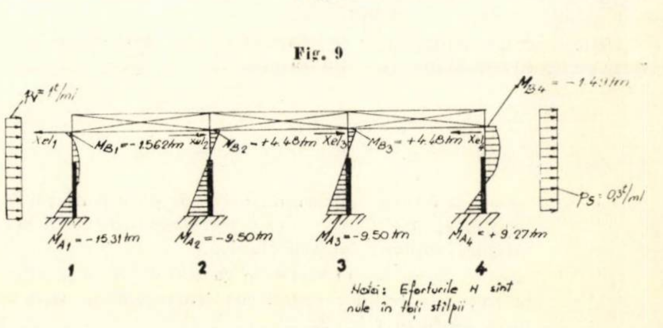
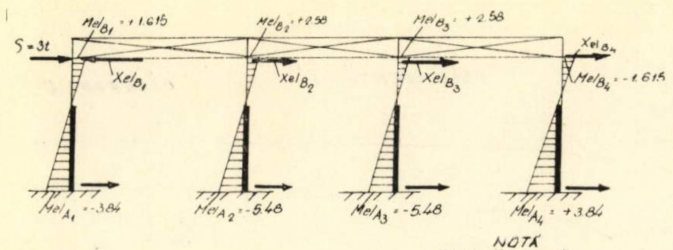

M_{B_4} = −2.21 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
M_{B_2} = −1.90 tm
M_{B_1} = +2.21 tm
M_{B_3} = +6.28 tm
M_{max} = 50 tm
M_{min} = 25 tm
M_{A_1} = −5,23 tm
M_{A_2} = +10,8 tm
M_{A_3} = −16,65 tm
M_{A_4} = +5,23 tm
1
2
3
4
Notă: Eforturile N_2 = 45 t în stîlpul 2
de la consolă în jos. N_3 = 22.5 t
în stîlpul 3 de la consolă în jos
În rest N = 0

Fig. 8

Fig. 9


p_v = 1 t/ml
M_{B_4} = −1.49 tm
Xel1
Xel2
Xel3
Xel4
M_{B_1} = −1.562 tm
M_{B_2} = +4.48 tm
M_{B_3} = +4.48 tm
p_s = 0,3 t/ml
M_{A_1} = −15.31 tm
M_{A_2} = −9.50 tm
M_{A_3} = −9.50 tm
M_{A_4} = +9.27 tm
1
2
3
4
Notă: Eforturile N sînt
nule în toți stîlpii

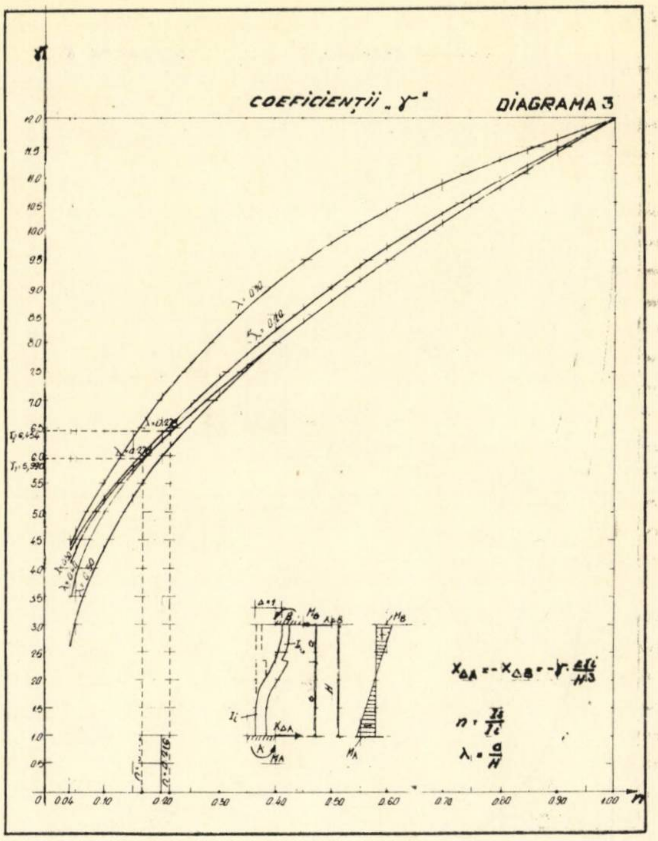

S = 3t
Mel B1 = +1.615
Mel B2 = +2.58
Mel B3 = +2.58
Xel B4
Xel B1
Xel B2
Xel B3
Mel B4 = -1.615
Mel A1 = -3.84
Mel A2 = -5.48
Mel A3 = -5.48
Mel A4 = +3.84

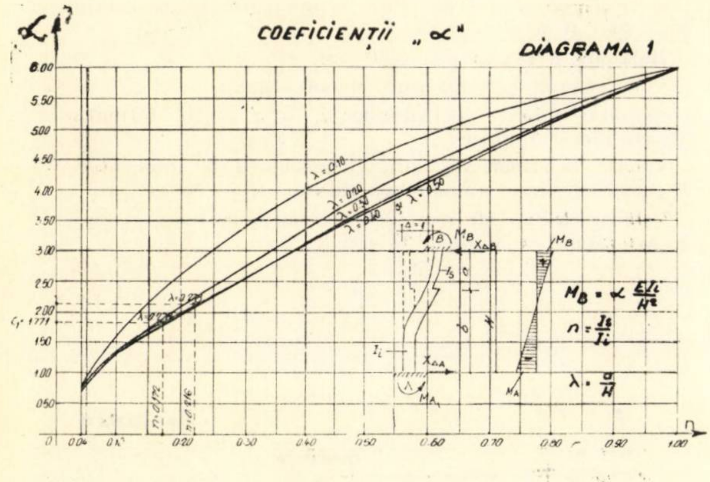
NOTĂ
Eforturile axiale
N = 0 în toți stîlpii.

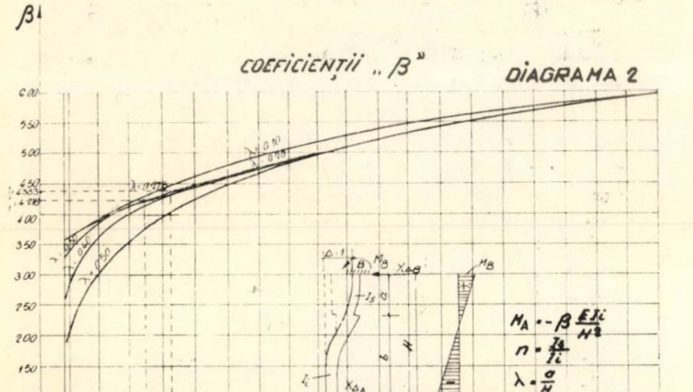
Fig. 10

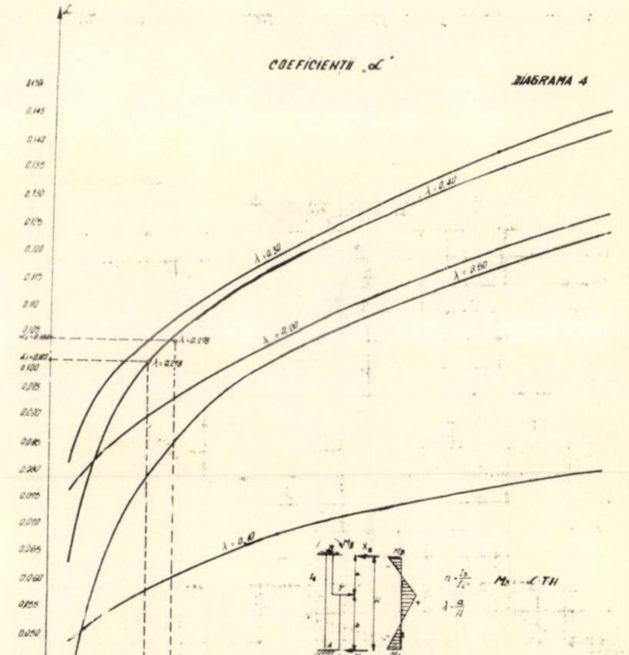
TABELA 1

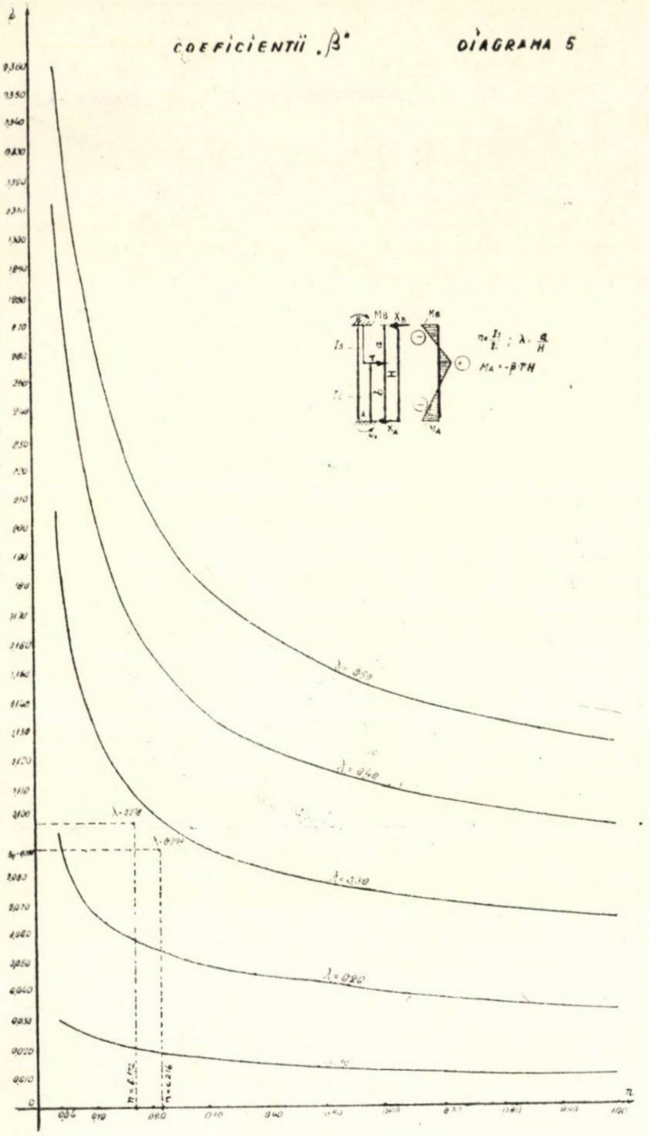
STÎLPUL	$n=\frac{I_s}{I_i}$	$\lambda=\frac{a}{H}$	$X_{\Delta i B(A)}$	$r_{11 B(A)}=\Sigma X_{\Delta i B(A)}$	$M_{\Delta i B(A)}$	$r_{i B(A)}=\frac{X_{\Delta i B(A)}}{r_{11 B(A)}}$	$m r_{i B(A)}=\frac{M_{\Delta i B(A)}}{r_{11 B(A)}}$
1	0,172	0,278	$-2{,}0\times10^{-4}E$ $(+2{,}0\times10^{-4}E)$	$-9{,}88\times10^{-4}E$ $(+9{,}88\times10^{-4}E)$	$+5{,}31\times10^{-4}E$ $(-12{,}64\times10^{-4}E)$	+0,202 (-0,202	+0,538 (-1,279)
2	0,216	0,278	$-2{,}94\times10^{-4}E$ $(+2{,}94\times10^{-4}E)$		$+8{,}50\times10^{-4}E$ $(-18{,}05\times10^{-4}E)$	+0,298 (-0,298)	+0,860 (-1,825)
3	0,216	0,278	$-2{,}94\times10^{-4}E$ $(+2{,}94\times10^{-4}E)$		$+8{,}50\times10^{-4}E$ $(-18{,}05\times10^{-4}E)$	+0,298 (-0,298)	+0,860 (-1,825)
4	0,172	0,278	$-2{,}0\times10^{-4}E$ $(+2{,}0\times10^{-4}E)$		$+5{,}31\times10^{-4}E$ $(-12{,}64\times10^{-4}E)$	+0,202 (-0,202)	+0,538 (-1,825)

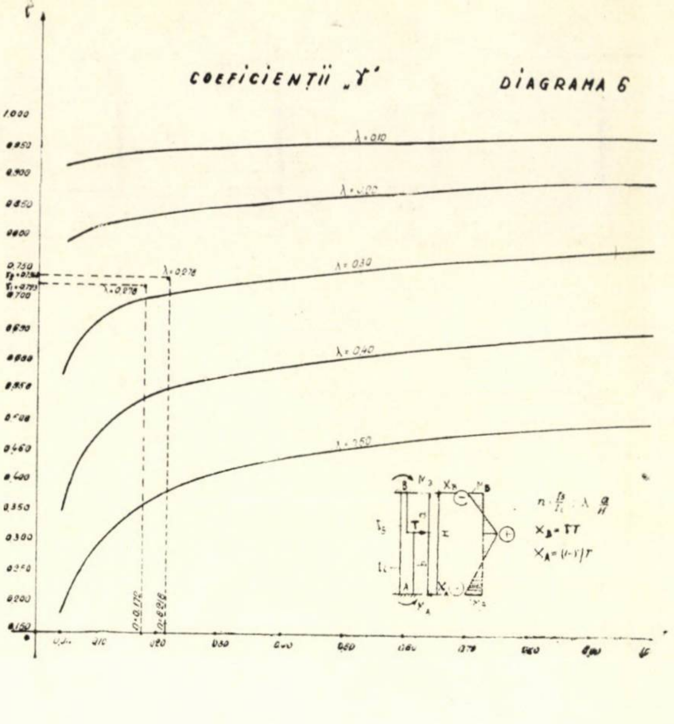












Cadrul transversal curent are trei deschideri de 18,00 m, în fiecare deschidere funcționînd două poduri rulante electrice în regim mediu de lucru cu o capacitate de ridicare $Q_1 = 20/5$ tf și $Q_2 = 5$ tf.

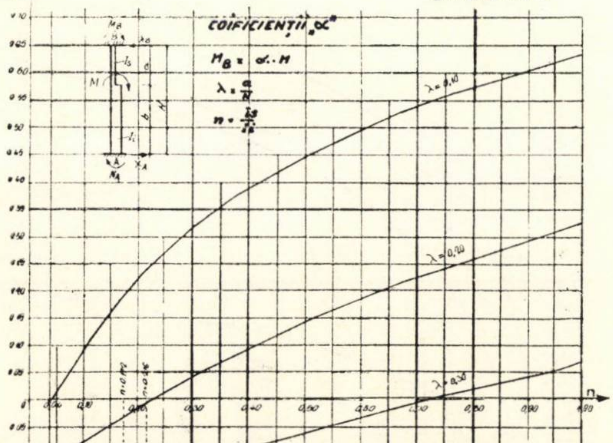
Hala are 6 travee de 12,00 m.

Vom efectua calculul prin metoda nouă:

Stabilim valorile coeficienților r_i și m_{ri} din formulele (6) cu ajutorul tabelei 1.

Valorile reacțiilor $X_{\Delta Bi}$ și $X_{\Delta Ai}$, precum și ale momentelor $M_{\Delta Bi}$ și $M_{\Delta Ai}$ se stabilesc cu diagramele 1, 2, 3.

Valorile elastice ale reacțiilor și momentelor încovoietoare se determină cu ajutorul tabelei 2.



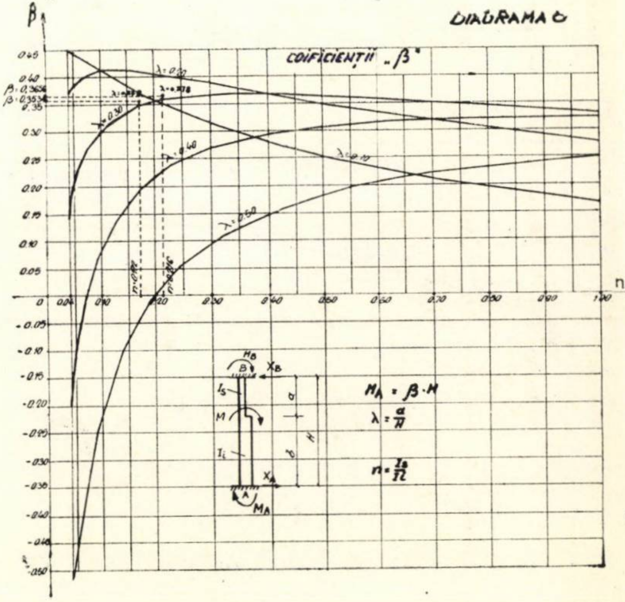
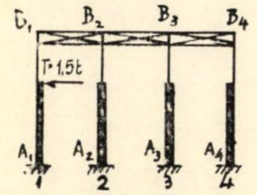
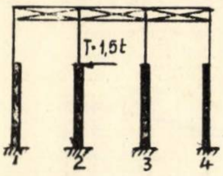
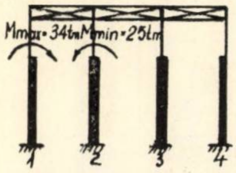
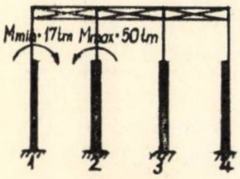
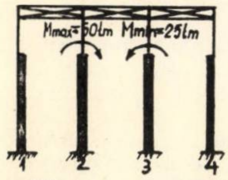
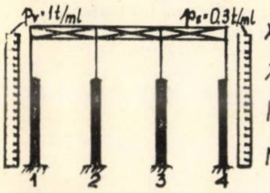
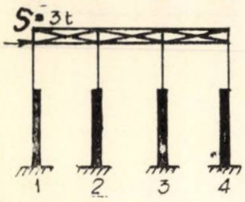
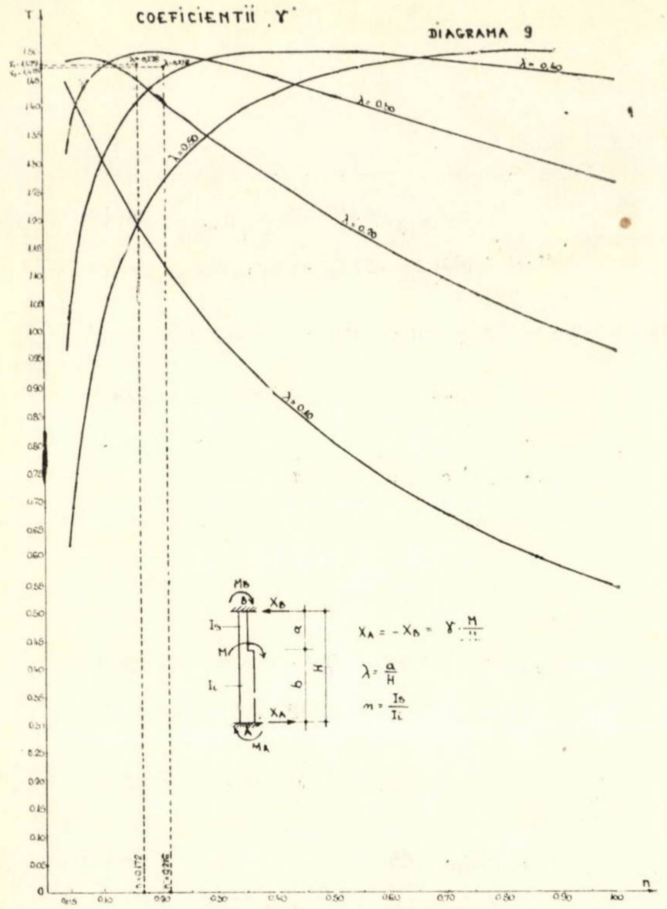
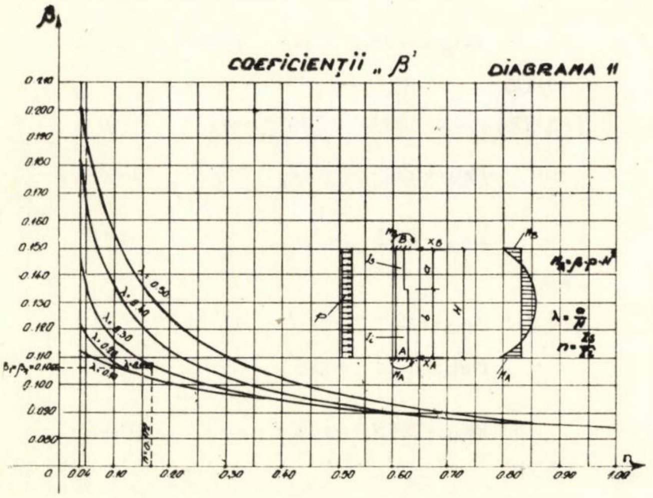


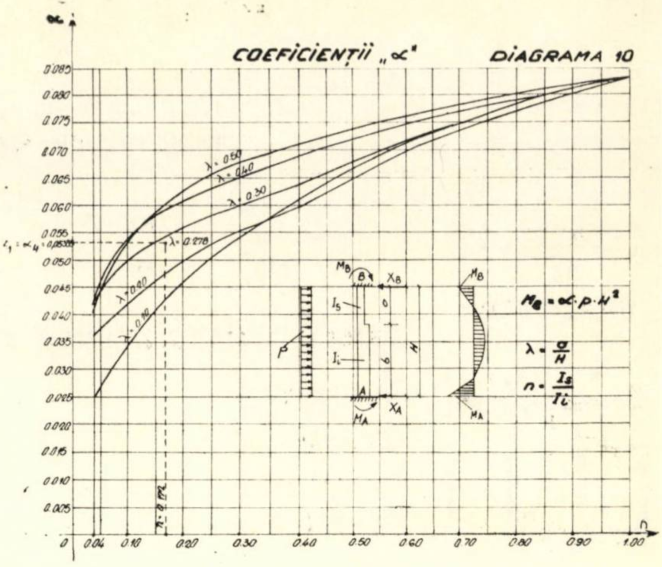
Tabela 2

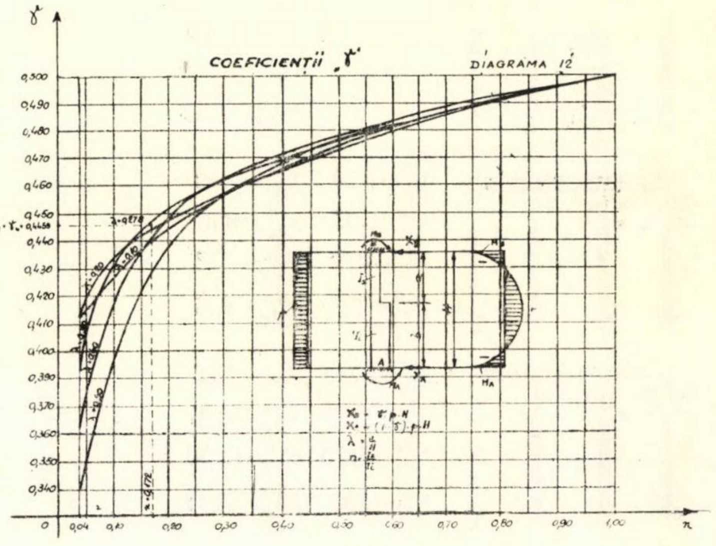
Calculul eforturilor elastice X_{eli} și M_{eli}

IPOTEZELE DE ÎNCARCARE	X^{fix}_{pi} (în tone) M^{fix}_{pi} (în tm)				$R_{p_{B(A)}}=\sum X^{fix}_{p_i}$	$Xel_{iB(A)}=\pm X^{fix}_{pi}-R_{p_{B(A)}}\cdot r_{iB(A)}$ (în t) $Mel_{iB(A)}=\pm M^{fix}_{pi}-R_{p_{B(A)}}\cdot m_{r_iB(A)}$ (în tm			
	STILPUL 1	STILPUL 2	STILPUL 3	STILPUL 4	t	STILPUL 1	STILP 2	STILP 3	STILP 4
 B1 B2 B3 B4 T=1,5t A1 A2 A3 A4 1 2 3 4	$X^{fix}_{B1}=-1,085$					$Xel_B=-0,865$	+0,323	+0,323	+0,219
	$X^{fix}_{A1}=-0,415$				-1,085				
	$M^{fix}_{B1}=+1,35$				(-0,415)	$Mel_B=+0,766$	-0,935	-0,935	+0,531
	$M^{fix}_{A1}=+1,34$					$Mel_A=+2,734$	+1,985	+1,985	-1,394
		$X^{fix}_{B2}=-1,104$				$Xel_B=+0,222$	-0,774	+0,330	+0,222
		$X^{fix}_{A2}=-0,396$			-1,104				
		$M^{fix}_{B2}=+1,405$			(-0,396)	$Mel_B=-0,594$	+0,455	-0,950	+0,594
		$M^{fix}_{A2}=+1,218$				$Mel_A=+1,418$	+3,238	+2,02	-1,418
	$X^{fix}_{B1}=+5,59$	$X^{fix}_{B2}=-4,10$				$Xel_B=+5,286$	-4,545	-0,445	-0,300
	$X^{fix}_{A1}=-5,59$	$X^{fix}_{A2}=+4,10$			+1,49				
	$M^{fix}_{B1}=-4,25$	$M^{fix}_{B2}=+2,75$			(-1,49)	$Mel_B=-3,45$	+4,035	+1,285	-0,80
	$M^{fix}_{A1}=+12,00$	$M^{fix}_{A2}=-9,15$				$Mel_A=+10,09$	-11,875	-2,725	+1,91
	$X^{fix}_{B1}=+2,795$	$X^{fix}_{B2}=-8,20$				$Xel_B=+3,885$	-6,585	+1,61	-1,09
	$X^{fix}_{A1}=-2,795$	$X^{fix}_{A2}=+8,20$			-5,405				
	$M^{fix}_{B1}=-2,125$	$M^{fix}_{B2}=+5,50$			(+5,405)	$Mel_B=-5,035$	+0,85	-4,65	+2,91
	$M^{fix}_{A1}=+6,00$	$M^{fix}_{A2}=-18,30$				$Mel_A=+12,92$	-8,44	+9,86	-6,92
		$X^{fix}_{B2}=+8,20$	$X^{fix}_{B3}=-4,10$			$Xel_B=-0,83$	+6,98	-5,32	-0,83
		$X^{fix}_{A2}=-8,20$	$X^{fix}_{A3}=+4,10$		+4,10				
		$M^{fix}_{B2}=-5,50$	$M^{fix}_{B3}=+2,75$		(-4,10)	$Mel_B=+2,21$	-1,97	+6,28	-2,21
		$M^{fix}_{A2}=+18,30$	$M^{fix}_{A3}=-9,15$			$Mel_A=-5,23$	+10,80	-16,65	+5,23
	$X^{fix}_{B1}=+4,01$			$X^{fix}_{B4}=+1,20$		$Xel_B=+2955$	-1,55	-1,55	+0,145
	$X^{fix}_{A1}=+5,00$			$X^{fix}_{A4}=+1,50$	+5,21				
	$M^{fix}_{B1}=-4,362$			$M^{fix}_{B4}=+1,31$	(+6,50)	$Mel_B=-1,562$	+4,48	+4,48	-1,49
	$M^{fix}_{A1}=-8,63$			$M^{fix}_{A4}=+2,59$		$Mel_A=-15,31$	-9,50	-9,50	+9,27
	$X^{fix}_{B1}=+3t$					$Xel_B=+2,394$	-0,894	-0,894	-0,606
	$X^{fix}_{A1}=0$				+3,00				
	$M^{fix}_{B1}=0$				(0,00)	$Mel_B=+1,615$	+2,58	+2,58	-1,615
	$M^{fix}_{A1}=0$					$Mel_A=-3,84$	5,48	-5,48	+3,84









De asemenea, valorile reacțiilor X_{pi}^{fix} și ale momentelor încovoietoare M_{pi}^{fix} (pentru treapta I de calcul — noduri fixe) se stabilesc cu ajutorul diagramelor nr. 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11 și 12.

Această metodă și diagramele prezentate se aplică, atît în cazul structurilor metalice (stîlpi și ferme metalice), structurilor mixte (stîlpi de beton armat și ferme metalice), precum și structurilor de beton armat.

Considerații asupra structurii de rezistență a halei uzinei de fibre sintetice din Iași

Conf. ing. A. Mihul, ing. D. Vătăman, ing. M. Patraş, ing. C. Ionescu,
ing. R. Grigorescu

1. ALCĂTUIREA STRUCTURII DE REZISTENȚĂ

La alcătuirea structurii de rezistență a halei Uzinei de fibre sintetice din Iași, proiectată de filiala IPROSIM Iași*, s-a utilizat o rețea de stîlpi de 12/18 m (fig. 1). Stîlpii, cu secțiune dreptunghiulară, rezemați în fundații pahar, au fost preturnați pe șantier după procedee obișnuite. Elementele principale de rezistență alcătuite sub formă de grinzi-jug precomprimate cu armătură postîntinsă de 12 m deschidere, executate în atelierul întreprinderii ISCM din orașul Gh. Gheorghiu-Dej, au fost dispuse după travee (în sens longitudinal). Acoperişul a fost realizat prin alăturarea grinzilor de 18 m deschidere (fig. 2) precomprimate cu armătură preîntinsă (proiect IPCMC), executate industrial la întreprinderea de prefabricate ,,Progresul'' din București.

Rezolvarea structurii de rezistență la Uzina de fibre sintetice din Iaşi a permis obținerea următoarelor avantaje principale față de construcția halelor alcătuite din elemente principale de rezistență, pane și elemente de acoperiș :

a) Reducerea la minimum a duratei de execuție ** prin utilizarea elementelor prefabricate mari, care asigură o înaltă productivitate a muncii pe șantier (acoperișul fiind realizat simplu prin alăturarea elementelor), ceea ce se răsfrînge deosebit de favorabil asupra sporirii eficienței investițiilor și asupra prețului de cost al construcției.

b) Realizarea unor spații pentru linii tehnologice de 18 m lățime, cu gabarit de înălțime sporit.

c) Utilizarea rațională la capacitate maximă a utilajului de montare a elementelor de acoperiș (montarea grinzilor-jug s-a realizat cu o macara Gottwald de 24 tf, iar a grinzilor T cu o macara K 161 de 16 tf și E 1 004 de 15 tf) ; suprafața de acoperiș realizată în 24 de ore a fost de 216 m².

d) Realizarea unor spații continue între inimile grinzilor T, proprii montării fără dificultăți a tuturor instalațiilor, inclusiv a punctelor de iluminat prin suspendare (fig. 3).

Rezolvarea instalațiilor adecvate diverselor procese tehnologice asigură condițiile necesare pentru utilizarea halei executate cu funcție de hală universală, îndeplinind astfel condițiile cerute de sistemele moderne, atît privitor la execuție, cît și la exploatare.

2. GRINZILE-JUG DE 12 m DESCHIDERE

Pentru alcătuirea halei au fost utilizate două tipuri de grinzi : curente (fig. 4 a) și de rost (fig. 4 b), alcătuite din beton B 500 și precomprimate cu cabluri 24 O 5 SBP.

Pentru a stabili comportarea acestor elemente încărcate în exploatare cu sarcini mari (12 200 kg/m), în cadrul catedrei de beton armat de la Institutul politehnic Iași a fost încercată (fig. 5) cîte o grindă de fiecare tip, pînă la pierderea capacității de rezistență.

Încărcarea grinzii s-a făcut cu opt sarcini concentrate echivalente (fig. 6). Săgețile au fost măsurate în trei secțiuni (la mijloc și la cîte 1/4 din deschidere) cu ajutorul comparatoarelor și al flexometrelor, iar eforturile (prin intermediul deformațiilor) în trei secțiuni, la margini și la mijloc, cu ajutorul corzilor vibrante, după cum rezultă din figura 7.

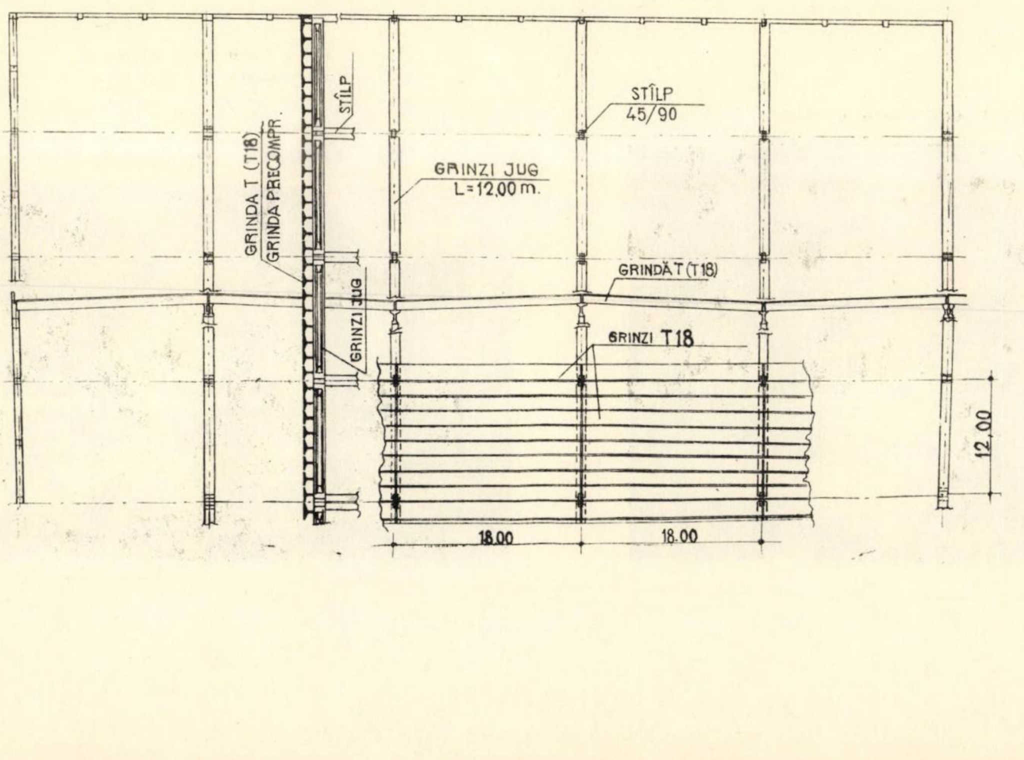
Pe baza analizei rezultatelor și a observațiilor făcute la încercarea grinzilor, reținem :

a) Ambele grinzi, pînă la pierderea capacității de rezistență, în ansamblu, au prezentat o foarte bună comportare sub acțiunea încărcărilor. Coeficienții de siguranță la rupere au rezultat cu circa 30 % mai mari decît cei stabiliți în ipoteza calculului cu coeficient unic de siguranță (coeficientul de siguranță pentru grinda de rost este superior celui obținut la grinda curentă).

b) Pierderea capacității de rezistență a grinzilor s-a produs prin cedarea zonei comprimate după ce fisurile au străbătut toată inima grinzii (fig. 8), fără ca armătura din zona întinsă să ajungă la rupere.

c) La ambele grinzi, coeficienții de siguranță la fisurare, raportați la sarcina normată, au înregistrat valori relativ ridicate (circa 1,45), ceea ce garantează, în condiții de mediu normal de exploatare, protecția corzilor (atunci cînd injectarea golurilor se face în condiții corespunzătoare).

Fig. 1. Alcătuirea acoperişului, dispunerea stîlpilor



---

* Ing. șef al filialei IPROSIM Iași – ing. A. Miron și ing. consilier – Gh. Năstasă ; ing. specialist C. Ionescu. ; ing. D. Vătăman și ing. C. Ionescu, proiectanți.

** Execuția a fost realizată de ISCM din orașul Gh. Gheorghiu-Dej. Șef de șantier ing. Gh. Bălan și șef de lot A. Köbecseri.

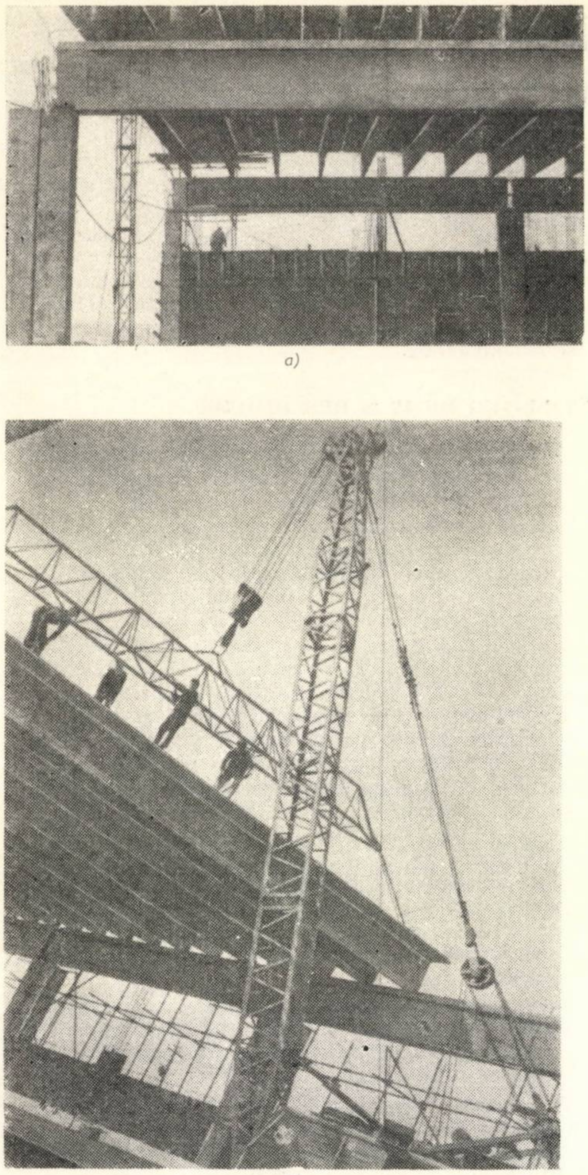


Fig. 2. Aspect al structurii de rezistență
a – distribuția elementelor și rezistenței ; b – montarea grinzilor T 18.

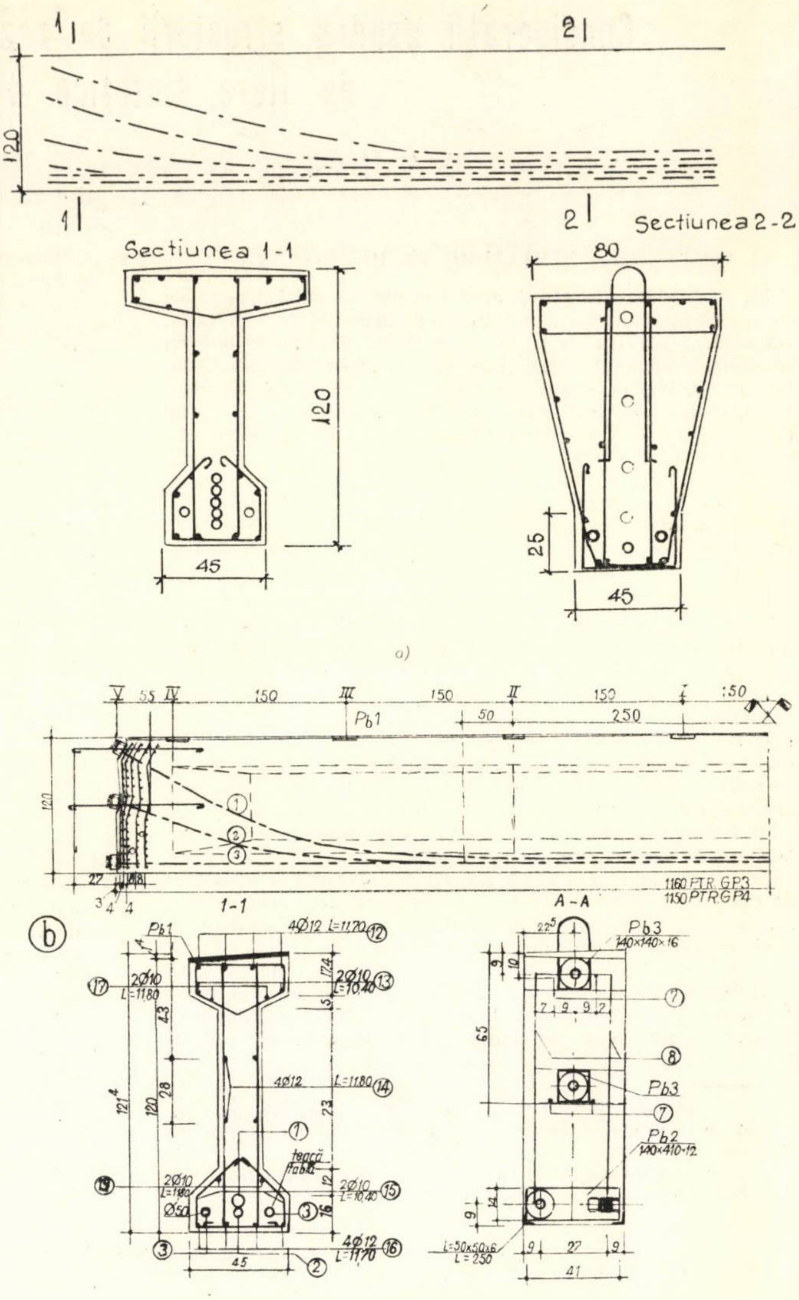

1
2
120
1
2
Secțiunea 1-1
120
45
Secțiunea 2-2
80
25
45
a)
V
55
IV
150
III
150
II
150
I
150
Pb1
50
250
120
27
3
4
4
1160 PTR. GP3
1150 PTR.GP4
1-1
A-A
b
4Ø12 L=11,70
2Ø10 L=11,80
2Ø10 L=10,40
17,4
43
28
120
121,4
4Ø12
L=11,80
23
teacă tablă
2Ø10 L=11,80
2Ø10 L=10,40
Ø50
12
16
4Ø12 L=11,70
45
22,5
Pb3
140×140×16
65
7 9 9 2
Pb3
Pb2
140×410×12
L=50×50×6 L=250
9
14
9 27 9
41
b)

Fig. 4. Grinzi-jug de 12 m
a – curente ; b – de rost

Fig. 3. Aspectul interior al halei

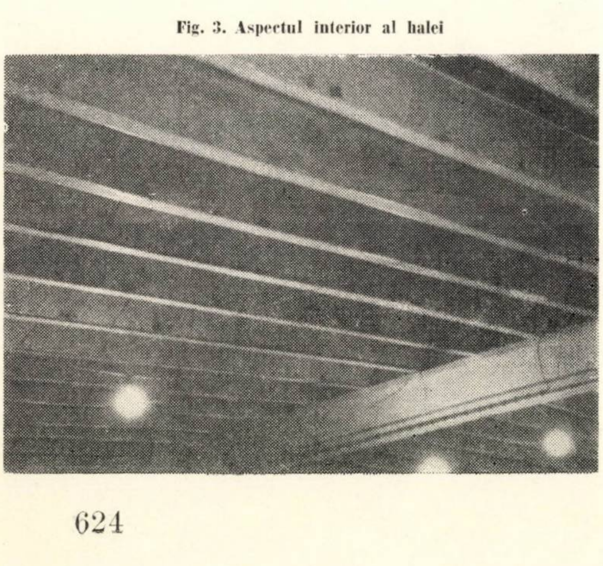
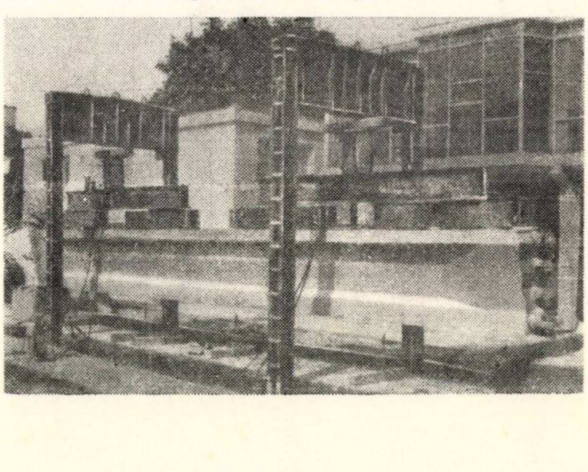


Fig. 5. Experimentarea unei grinzi de 12 m



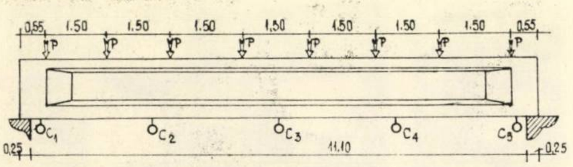


Fig. 6. Schema de acționare și măsurare a deformațiilor

d) În zonele de margine nu au apărut fisuri inclinate, ceea ce indică realizarea unei bune dirijări a tensiunilor în lungul grinzilor. Distanța maximă între fisuri a rezultat de circa 30 cm, în general fiind cuprinsă între 20 și 25 cm. Formarea, dezvoltarea și deschiderea fisurilor indică o bună conlucrare a betonului cu armătura, respectiv cu mortarul de injectare.

e) Pînă la sarcina normată, ambele grinzi s-au comportat practic elastic (fig. 7 a, c), săgeata remanentă după prima descărcare fiind, ca valoare, mult inferioară proporției de 10% din săgeata rezultată la încărcarea normată. Comportarea elastică se menține pînă aproape de încărcarea de fisurare. Săgeata la sarcina normată a rezultat de 9,1 mm (1/1 270 l), iar cea măsurată înainte de pierderea capacității de rezistență, de circa 130 mm (1/92 din l).

Din observațiile făcute în timpul precomprimării, la grinzile de rost a rezultat necesitatea îndepărtării cablurilor de la margine spre partea centrală, pentru a elimina tendința de dislocare a betonului, atunci cînd acesta nu ajunge la marca B 500; de asemenea, s-a considerat necesară redu-

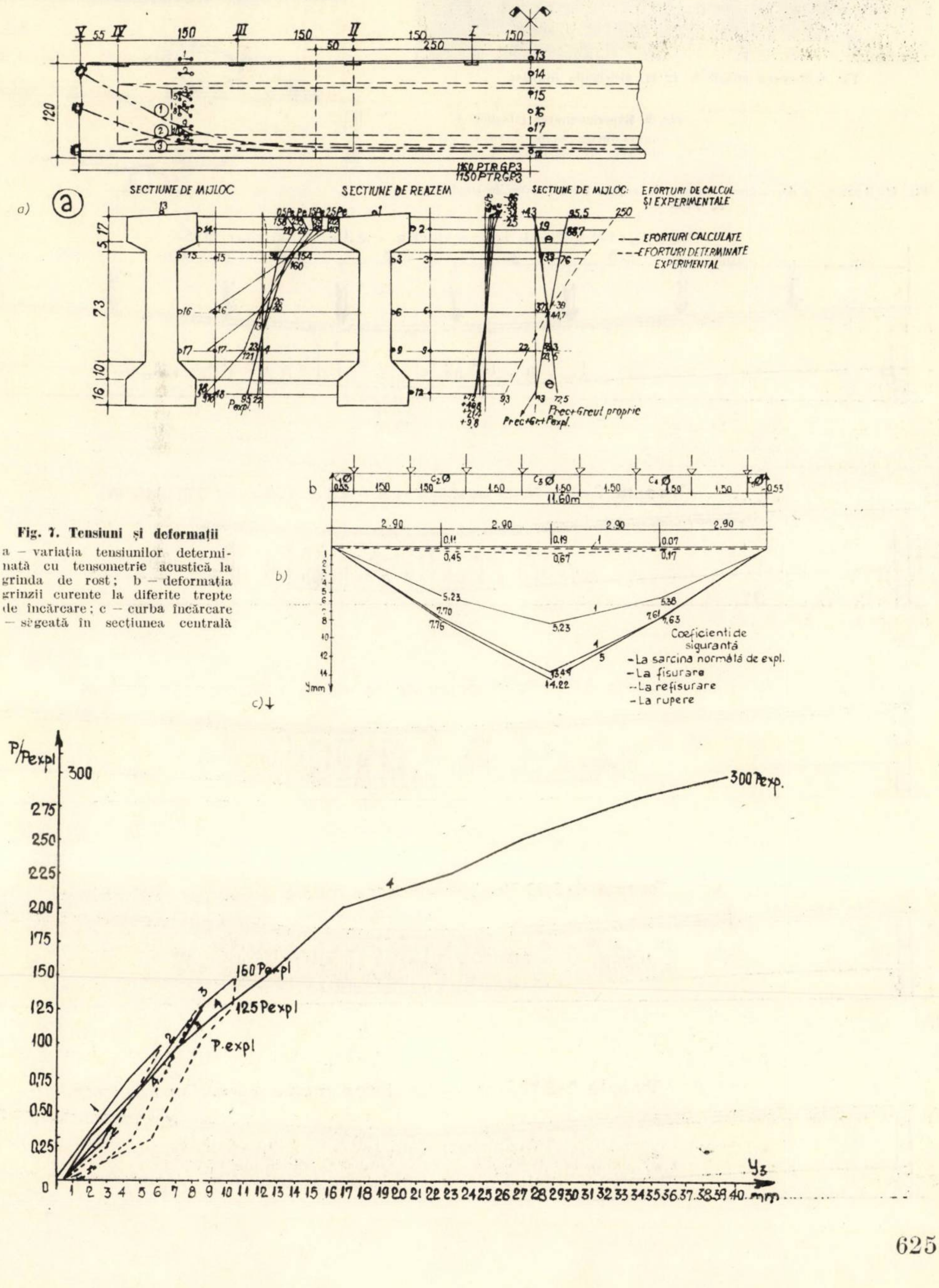


Fig. 7. Tensiuni și deformații

a – variația tensiunilor determinată cu tensometrie acustică la grinda de rost; b – deformația grinzii curente la diferite trepte de încărcare; c – curba încărcare – săgeată în secțiunea centrală

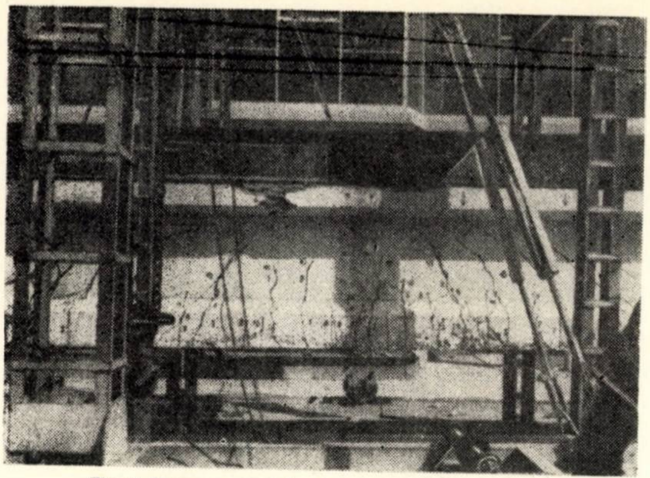


Fig. 8. Ruperea grinzii de 12 m: distribuţia fisurilor

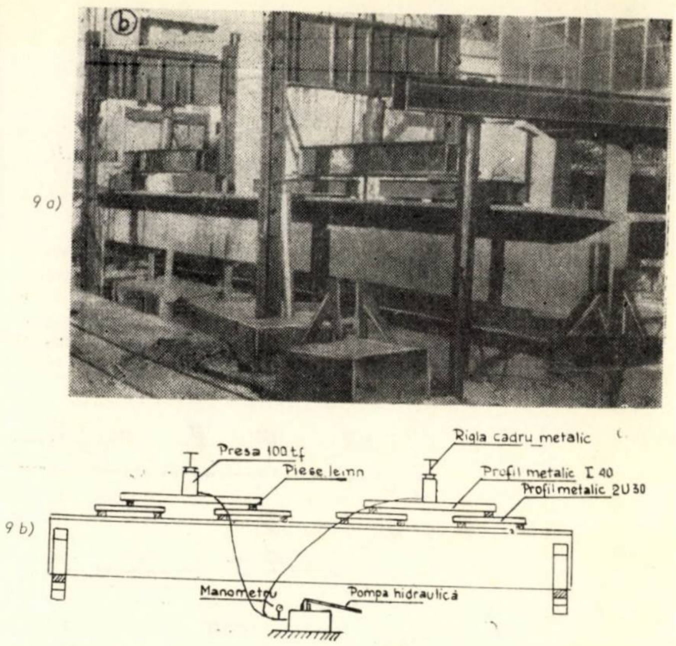
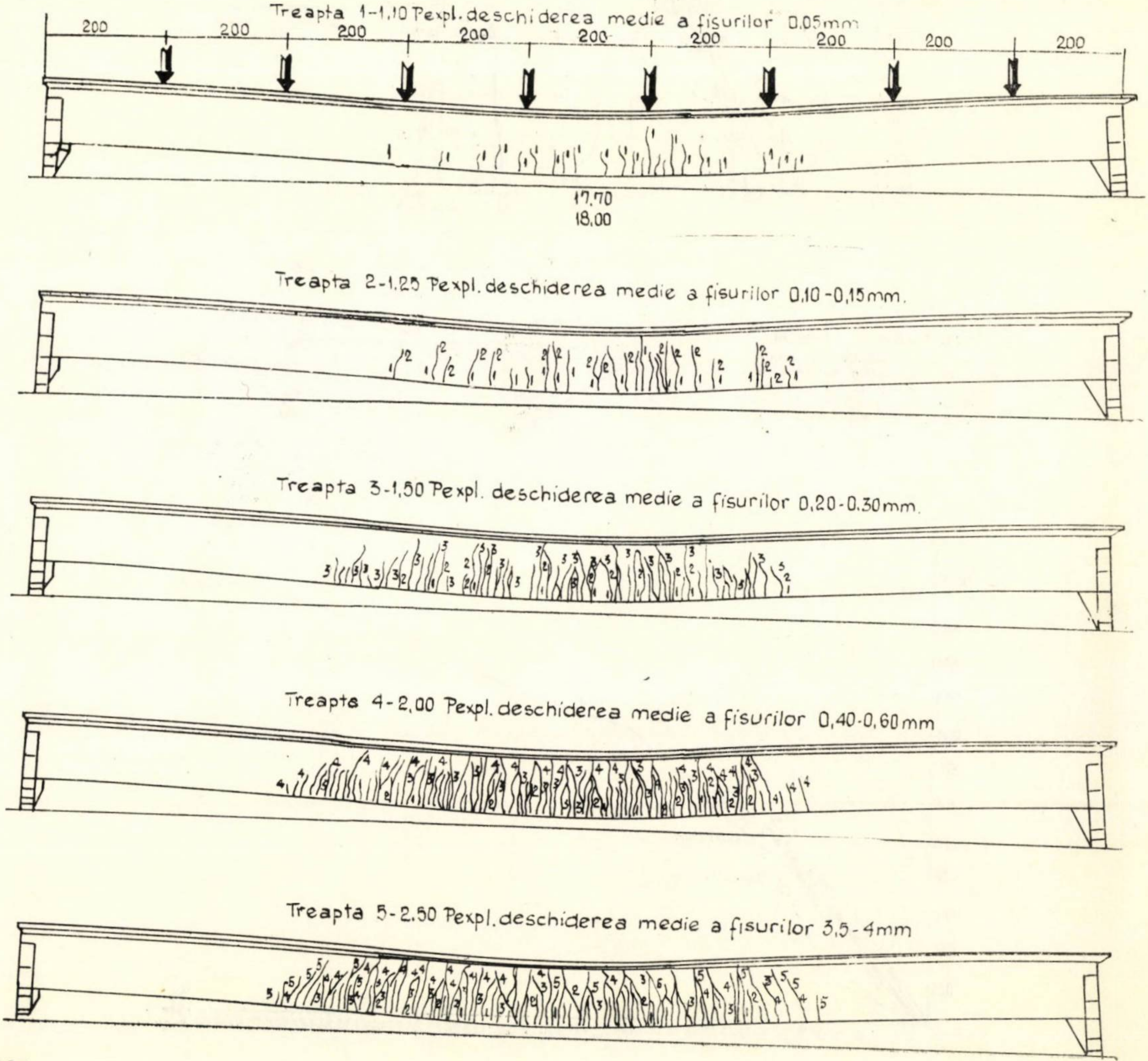

b
9 a)
9 b)
Presa 100 tf
Piese lemn
Rigla cadru metalic
Profil metalic I 40
Profil metalic 2U30
Manometru
Pompa hidraulică

Fig. 9. Experimentarea grinzilor T
a — aspect din timpul încercării; b — schemă de încercare →

Fig. 10. Apariţia şi dezvoltarea fisurilor la grinda T 18, funcţie de treptele de încărcare


Treapta 1-1,10 Pexpl. deschiderea medie a fisurilor 0,05mm
200
200
200
200
200
200
200
200
200
17,70
18,00
Treapta 2-1,25 Pexpl. deschiderea medie a fisurilor 0,10-0,15mm.
Treapta 3-1,50 Pexpl. deschiderea medie a fisurilor 0,20-0,30mm.
Treapta 4-2,00 Pexpl. deschiderea medie a fisurilor 0,40-0,60mm
Treapta 5-2,50 Pexpl. deschiderea medie a fisurilor 3,5-4mm

cerea diametrelor armăturilor transversale constructive de la Ø 10 la Ø 7 sau chiar Ø 6 mm, pentru a asigura o mai ușoară montare a lor, fapt care asigură realizarea unei compactări mai bune a betonului. Se menționează că la majoritatea grinzilor, în talpa superioară, în timpul manipulării și transportului înainte de montare au apărut fisuri foarte fine, perceptibile însă cu ochiul liber, cu toate că după calcul ele nu ar fi trebuit să apară.

3. ÎNCERCAREA GRINZILOR T DE 18 m DESCHIDERE

Întrucît la unele grinzi cu secțiunea în T efortul de precomprimare a fost realizat la o valoare inferioară cu 30% celui proiectat, în cadrul catedrei de beton armat, la cererea întreprinderii de prefabricate ,,Progresul'', s-a încercat o astfel de grindă (notată cu 1) pînă la pierderea capacității de rezistență. De asemenea, la aceeași cerere a fost încercată a doua grindă (notată cu 2), la care secțiunea de armătură preîntinsă a fost redusă în vederea obținerii unei economii de oțel sporite cu 12,5% (4×3 Ø 5 SBP II).

Cele două grinzi au fost încercate pînă la pierderea capacității de rezistență pe standul de încercare al catedrei de beton armat din Iași, cu ajutorul a două prese de 100 t (fig. 9 a), după schema dată în figura 9 b.

Din analiza modului de fisurare și a rezultatelor măsurătorilor de deformații se rețin următoarele concluzii :

a) Primele fisuri, la ambele grinzi, au apărut la un coeficient global de siguranță de 1,15, respectiv 1,10, iar refisurarea s-a produs la un coeficient de 1,05, respectiv 1,03 (calculat față de sarcinile maxime normate).

b) Rețeaua de fisuri (fig. 10) s-a îndesit continuu, o dată cu sporirea intensității încărcării.

Din analiza modului de formare și de dezvoltare a fisurilor este bine evidențiată o conlucrare deosebit de bună între beton și armătura preîntinsă sub formă de corzi împletite (superioară celei obținute la grinzile-jug) ; distanțele maxime între fisuri au rezultat de circa 13 cm, variind, în general, între 8 și 12 cm. Caracteristică modului de apariție și de dezvoltare a fisurilor este și concentrarea lor în zona centrală sub formă de fisuri normale ; pînă la pierderea capacității de rezistență, în zonele de margine, pe mai mult decît un sfert din lungimea grinzilor, n-a apărut nici un fel de fisură.

c) Variația deformațiilor cu încărcarea, prezentată în figura 11, permite a se stabili comportarea grinzilor, care poate fi considerată practic elastică pentru ambele grinzi încercate pînă la sarcina normată. Săgețile remanente sînt de numai 7,8% în raport cu săgeata maximă. Săgeata maximă pentru sarcina normată de 37,30 mm este cu circa 30% mai mică decît săgeata admisă de norme la astfel de elemente.

Deosebit de interesantă este valoarea săgeții maxime înainte de a se produce pierderea capacității de rezistență a grinzii, care a avut valori de 1/50 din deschidere.

Interesant de observat este și faptul că la descărcarea grinzii în această situație de deformare, săgeata se reducea simțitor, grinda revenind la o poziție apropiată de poziția inițială. Aceasta scoate în evidență o bună adaptabilitate a acestor sisteme precomprimate, fapt care ne dă garanția bunei lor comportări la acțiunea sarcinilor din cutremur, ruperea bruscă nefiind caracteristică acestor sisteme.

d) Coeficienții de siguranță la rupere au rezultat pentru grinda 1 de 1,93, iar pentru grinda 2 de 1,85. Remarcăm faptul că pierderea capacității de rezistență este mult influențată de tendința de pierdere a stabilității tălpii superioare. În alcătuirea acoperișului halelor, în urma solidarizării tălpilor superioare ale grinzilor între ele, influența acestui efect este mult mai mică, ceea ce asigură obținerea unui coeficient de siguranță sporit.

Pentru grinzile T 18, de execuție normală, caracteristicile mecanice sînt superioare celor rezultate la experimentările efectuate, ceea ce asigură certitudine în exploatarea lor.

4. INDICI TEHNICO-ECONOMICI

Prin adoptarea sistemului prezentat, consumul de beton/m² a rezultat de 16,00 cm/m², iar cel de armătură de 13,65 kg/m², din care 8,95 kg/m² OL 38 și 4,70 kg/m² SBP I.

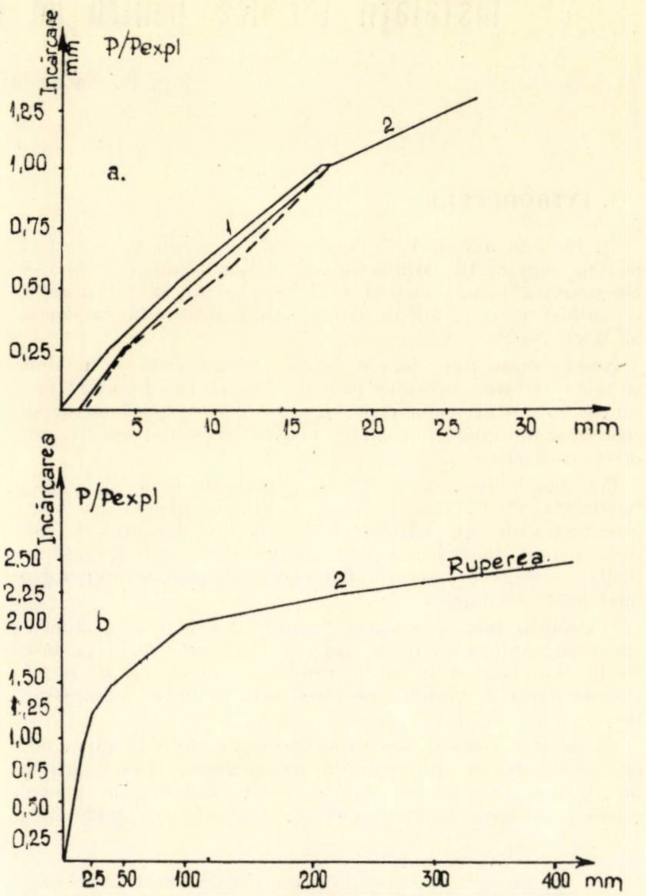


Fig. 11. Curbele caracteristice încărcare-deformații la grinda T 18 în dreptul secțiunii centrale

a – pînă la sarcina de fisurare ; b – pînă la pierderea capacității de rezistență

Avînd în vedere avantajele deosebite obținute prin utilizarea unor elemente precomprimate mari, care asigură o mare productivitate la execuție, reducerea duratei de execuție, reducerea finisajelor, reducerea manoperei de la șantier, cît și consumurile reduse de material, sistemul rezultă rațional, putînd fi extins ca o soluție care satisface cerințele actuale de construcție pentru hale industriale.

CONCLUZII

Structura de rezistență adoptată la hala de la Uzina de fibre sintetice din Iași, prin utilizarea elementelor mari precomprimate realizate în condiții industriale, finisate, este în concordanță cu cerințele moderne de execuție a construcțiilor industriale.

Echilibrarea înălțimilor celor două elemente de rezistență, de 12 și 18 m lungime, utilizate pentru acoperiș, prin dispunerea fiecăruia după deschiderea indicată, asigură, pentru sistemul de structuri cu elemente liniare montate în scară, o înălțime minimă de construcție.

Rețeaua de stîlpi de 12/18 m asigură realizarea unei hale cu grad ridicat de universalitate, iar obținerea înălțimii sporite, realizate pe liniile de 18 m deschidere, lărgește posibilitatea de utilizare mai avantajoasă a acestora.

Pentru îmbunătățirea în continuare a sistemului, considerăm necesară eliminarea efectului de scară, prin rezemarea grinzilor T de 18 m pe talpa inferioară a grinzilor principale, cît și armarea grinzilor principale cu armătură preîntinsă. Realizarea unor goluri în inima grinzilor-jug, în zona centrală, va asigura condițiile necesare pentru montarea instalațiilor suspendate de pod.

Instalații termice pentru un complex de odihnă pe litoral *

Ing. R. Patraulea și ing. Șt. Vintilă
I. S. C. A. S.

1. INTRODUCERE

În toamna anului 1966, Institutul de studii și proiectări pentru construcții, arhitectură și sistematizare (ISCAS) — București a primit sarcina să proiecteze un mare complex de odihnă, de cca 3 500 de paturi, situat pe litoralul românesc al Mării Negre.

Acest complex cuprinde o zonă de vile, o zonă de hoteluri și toate dotările necesare pentru o bună funcționare: restaurante, unități comerciale, grupuri gospodărești cu depozite și semipreparări, locuințe pentru personal, garaje, administrații etc.

Cea mai mare parte a acestor construcții, ca de exemplu: hotelurile, vilele, restaurantele, locuințele pentru personal, administrațiile etc. trebuiau încălzite. La necesarul de căldură pentru încălzire se mai adăuga necesarul de căldură pentru obținerea aburului tehnologic și pentru prepararea apei calde menajere.

O condiție inițială a temei de proiectare a fost ca alimentarea cu căldură să fie în așa fel rezolvată, încît pe teritoriul complexului să nu se producă nici un fel de impurificări datorite fumului provenit prin arderea combustibilului.

În această situație, s-a urmărit în principiu evitarea oricărei surse de foc pe teritoriul complexului. Astfel, pentru bucătării s-au prevăzut plite de gătit electrice, iar pentru celelalte utilaje, ca de exemplu: marmite, căzănele etc., utilizarea aburului de joasă presiune. Pentru spălătoriile de rufe s-a preconizat de asemenea utilizarea aburului de joasă presiune.

În ceea ce privește instalațiile interioare de încălzire centrală, s-a stabilit a se face după sistemele obișnuite, cu apă caldă cu temperaturile 95°C/75°C și cu radiatoare din fontă.

Pentru obținerea agenților termici arătați mai sus și ținînd seama și de frontul mare de amplasare a construcțiilor (cca 3,5 km) s-a ales ca agent termic primar apa fierbinte cu temperaturile de 150°C/80°C.

Schema generală de alimentare cu căldură a complexului de odihnă devenea astfel următoarea: centrala termică pentru apă fierbinte, rețeaua de transport, compusă din două conducte magistrale pînă la punctele termice, unde se obțin agenții termici de lucru: aburi de joasă presiune, apă caldă menajeră și apă caldă pentru încălzire.

2. AMPLASAREA CENTRALEI TERMICE

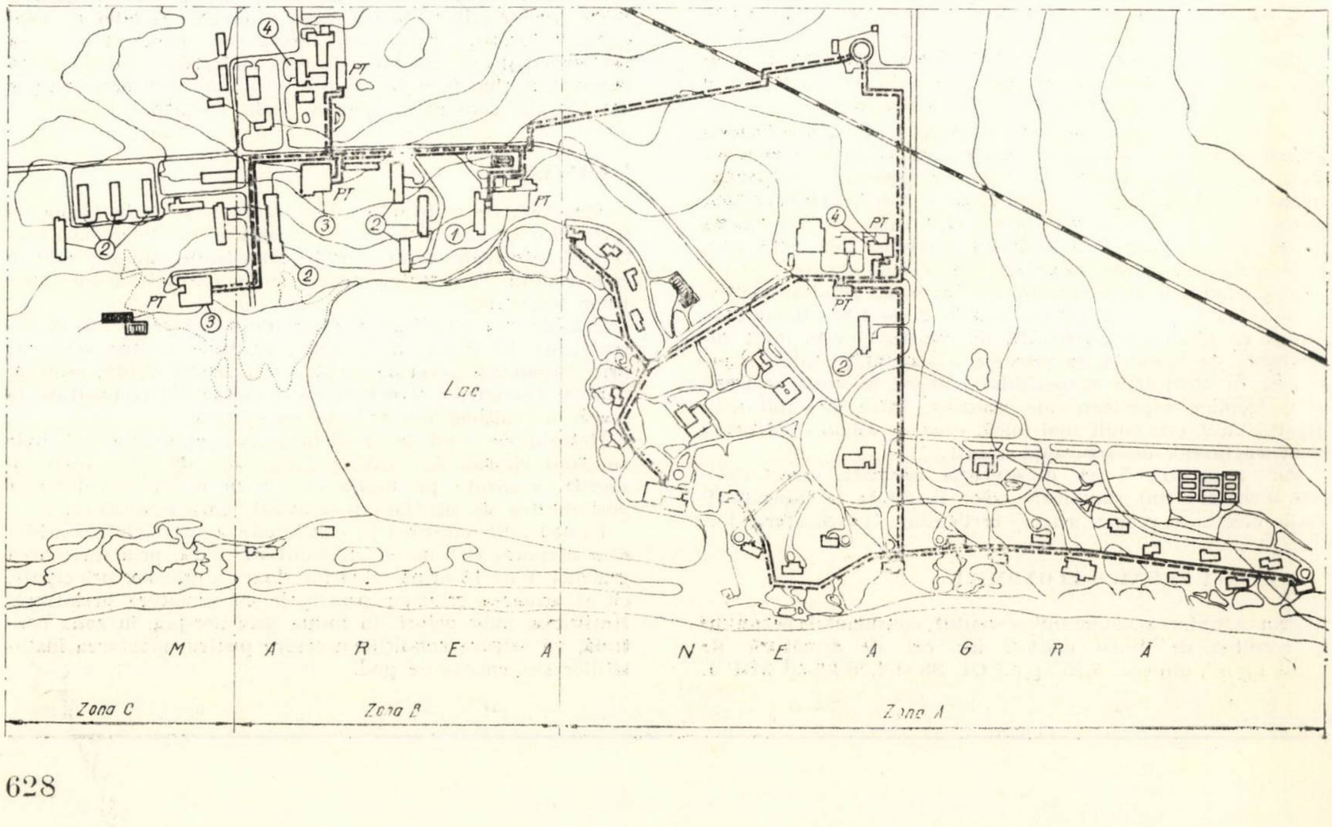
În vederea amplasării centralei termice a fost întocmit un studiu privind difuzia în atmosferă a substanțelor nocive provenite prin arderea combustibilului.

Pe baza datelor Institutului meteorologic, a fost întocmită roza vînturilor pe perioada ultimilor 60 de ani. Din aceasta rezultă că vînturile cu cea mai mare frecvență au direcția NE-SV, și invers, alternînd în cursul a 24 de ore, conform efectului cunoscut de briză marină.

Cunoscînd capacitatea necesară a centralei termice, de cca $13 \frac{\text{Gcal}}{\text{h}}$ și combustibilul folosit — păcură specială de calorifer — s-a procedat la întocmirea unor epure care să

Fig. 1. Plan de situație al complexului de odihnă

CT — centrală termică; PT — punct termic; 1 — hotel cu 8 niveluri și restaurant la parter; 2 — hotel cu parter și patru niveluri; 3 — restaurant; 4 — grup gospodăresc



---

* Proiecte întocmite de atelierul „instalații termice" din ISCAS — București, la care au colaborat: ing. R Patraulea, ing. Gh. Zaharia, ing. L. Herșcovici, ing. Sanda Divari, ing. Mihaela Cămîrzan, ing. Șt. Vintilă, ing. C. Constantin, ing. M. Bluoss, ing. D. Bălu, ing. A. Istrate și tehnicienii din cadrul atelierului.

redea traiectoria probabilă a jetului de fum și locul unde va cădea „pata” de funingine pe teren.

În acest scop, s-a aplicat metoda propusă de O. G. Sutton și P. I. Andreev, care recomandă următoarea relație pentru calculul concentrației nocive, într-un punct din spațiu (fig. 2) de coordonate x, y, z:

$$C(x,y,z)=\frac{1000\,G_a}{v_0\,C_y\,C_z\,x^{2-n}}\,e^{-\frac{y^2}{C_y x^{2-n}}}\left[e^{-\frac{(z-H)^2}{C_z^2\,x^{2-n}}}+e^{-\frac{(z+H)^2}{C_z^2\,x^{2-n}}}\right]$$

în care:

G_a este debitul de substanțe nocive din gazele de ardere, în $\frac{\text{g}}{\text{s}}$;

v_0 — viteza medie a gazelor de ardere, în $\frac{\text{m}}{\text{s}}$;

v — viteza medie a vîntului, în $\frac{\text{m}}{\text{s}}$;

α — unghiul de deviație instantanee a direcției vîntului;

u — viteza rezultantă, în $\frac{\text{m}}{\text{s}}$;

C_y — coeficientul de difuzie turbulentă pe orizontală, în $\text{m}^{\frac{n}{2}}$;

C_z — idem, pe direcție verticală, în $\text{m}^{\frac{n}{2}}$;

n — coeficientul de turbulență al atmosferei (variază între 0,2 și 0,5);

h — înălțimea geometrică a coșului, în m;

H — înălțimea efectivă de degajare, în m.

Dezvoltînd și particularizînd relația de mai sus pentru diverse înălțimi de coș, s-au calculat și construit grafic diverse traiectorii ale jetului de fum. Pentru fiecare traiectorie a fost determinată concentrația maximă a fumului, la nivelul solului pe direcția vîntului. Studiile s-au făcut astfel ca, amplasînd pata de fum, fie pe mare, fie în zona verde din spatele complexului, să rezulte locul cel mai favorabil pentru amplasarea centralei termice.

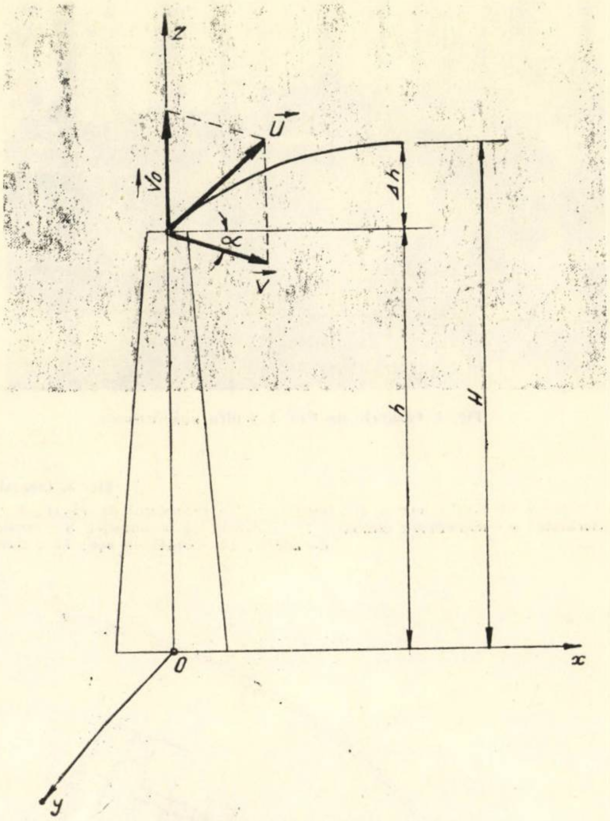


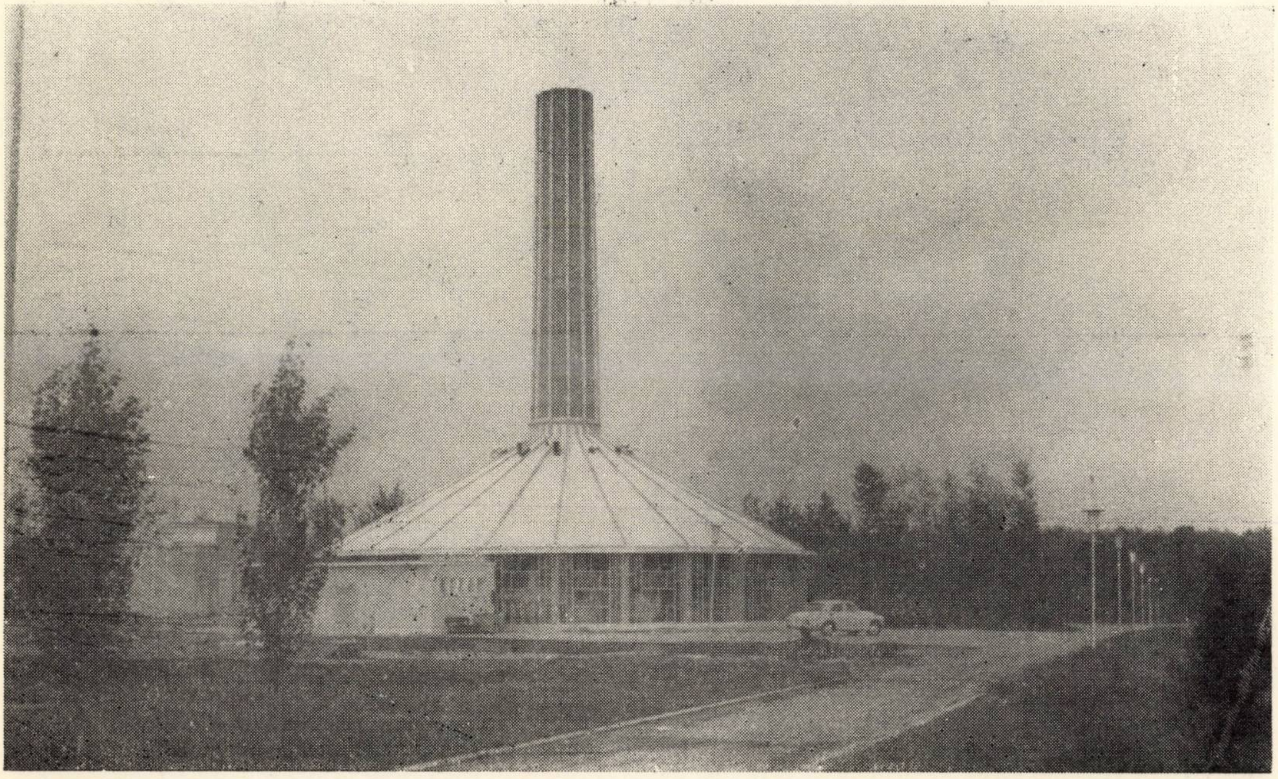
Fig. 2. Traiectoria jetului gazelor de ardere

Analizînd epurele întocmite, s-a adoptat amplasamentul centralei termice la vest de calea ferată (fig. 1), la o distanță de 1 700 m față de malul mării.

3. CENTRALA TERMICĂ

Construcția centralei termice este de formă circulară (fig. 3) și cuprinde: sala cazanelor, grupul sanitar cu duș și vestiar și un atelier pentru întreținere.

Fig. 3. Centrala termică



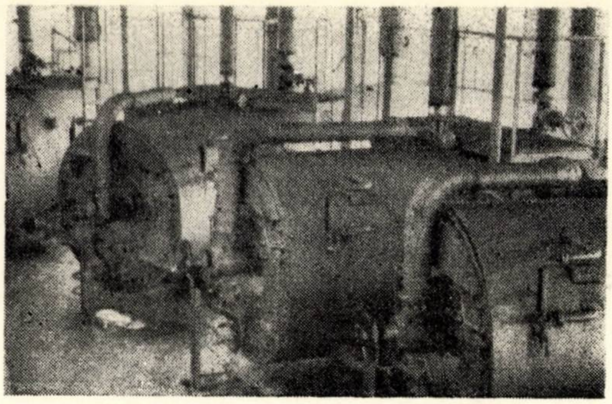


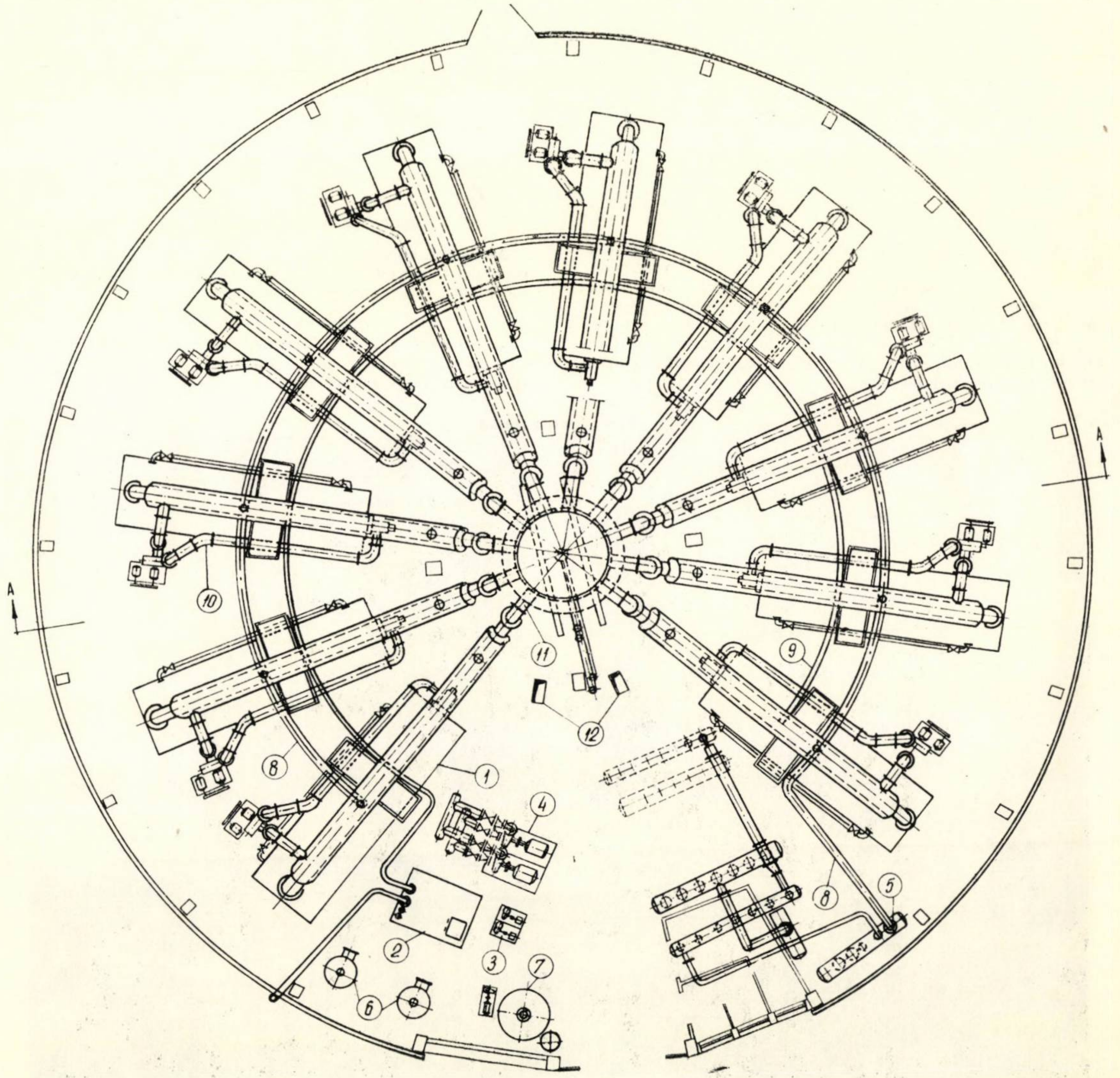
Fig. 4. Cazanele tip CTF 1 pentru apă fierbinte

Capacitatea centralei termice, stabilită pe baza bilanțului termic, este de 13 $\frac{\text{Gcal}}{\text{h}}$, încărcarea ei fiind diferită în perioada de iarnă față de perioada de vară, după natura și simultaneitatea consumatorilor.

Toate investigațiile făcute la data elaborării proiectului au arătat că singurul cazan existent pe piața românească, ce putea să furnizeze apă fierbinte la parametrii adecvați necesarului, era cazanul CTF1 fabricat de Uzinele „Grivița Roșie". Acesta este un cazan orizontal, construit pentru aburi (2,5 t aburi pe oră) și adaptat pentru apă fierbinte $\left(1{,}1\ \frac{\text{Gcal}}{\text{h}}\right)$ cu tub de flacără și țevi de fum și cu trei drumuri pentru circulația gazelor de ardere. Evacuarea gazelor arse se face pe la partea superioară, cazanul fiind construit să funcționeze cu coș propriu din tablă. Lungimea cazanului este de 7 m, iar diametrul de 2 m. Tirajul este forțat, cu o suprapresiune de 300 mmCA.

Fig. 5. Centrala termică, vedere în plan

1 – cazan tip CTF 1 pentru apă fierbinte; 2 – rezervorul de adaos; 3 – pompe de adaos; 4 – pompe de circulație a apei fierbinți; 5 – distribuitor de apă fierbinte; 6 – schimbător cationic; 7 – recipient de saramură; 8 – conducta de ducere pentru apă fierbinte; 9 – conductă de legătură între cazane și rezervorul de adaos; 10 – canal de aer; 11 – canal de fum; 12 – prize de aer pentru sala cazanelor



Au fost prevăzute 12 asemenea cazane, cu racordarea la un singur coş înalt de 25 m.

Cazanele sînt amplasate radial, iar racordarea la coşul central se face cu ajutorul canalelor de fum din tablă, montate ,,în umbrelă".

Această amplasare are avantajul că este compactă, simetrică, asigură o supraveghere uşoară, centrală a cazanelor, dar are dezavantajul că nu permite o extindere ulterioară, dacă va fi nevoie.

Amplasarea liniară a cazanelor nu era indicată în acest caz, deoarece ar fi necesitat canale de fum mult prea lungi şi în consecinţă şi o construcţie a centralei termice mult prea lungă.

La proiectarea centralei termice s-au prevăzut în majoritate materiale şi utilaje româneşti, cu excepţia injectoarelor de păcură şi a aparaturii de automatizare, care s-au importat. S-au luat de asemenea toate măsurile impuse de normativele ISCIR, NPCI şi standardele în vigoare.

Funcţionarea centralei termice poate fi urmărită uşor pe schema tehnologică generală (fig. 7).

S-a adoptat schema cu pompe de adaos care asigură o presiune statică înaintea pompelor de circulaţie, de 3 ata. Pompele de circulaţie au o presiune de 3 ata şi sînt montate pe conducta de întoarcere a apei fierbinţi. În acest fel, presiunea în cazane va fi de 6 ata (necesar numai 5 ata). Excesul de apă provenit prin dilatare deversează prin două sisteme de siguranţă în rezervorul de adaos. Unul este o supapă de suprapresiune, de fabricaţie ,,Samson", iar celălalt se compune dintr-un presostat cu acţionare electrică asupra unui ventil automat cu trei căi (fig. 7).

Cazanele s-au legat pe principiul ,,drumului egal" cu conducta de ducere a apei fierbinţi deasupra, iar cu cea de întoarcere dedesubtul cazanelor, în canal sub pardoseală. Tot în acest canal sînt montate conductele de scurgere şi de păcură. Paralel cu conducta de ducere a apei fierbinţi este montată conducta colectoare a apei provenite prin expandarea supapelor de siguranţă.

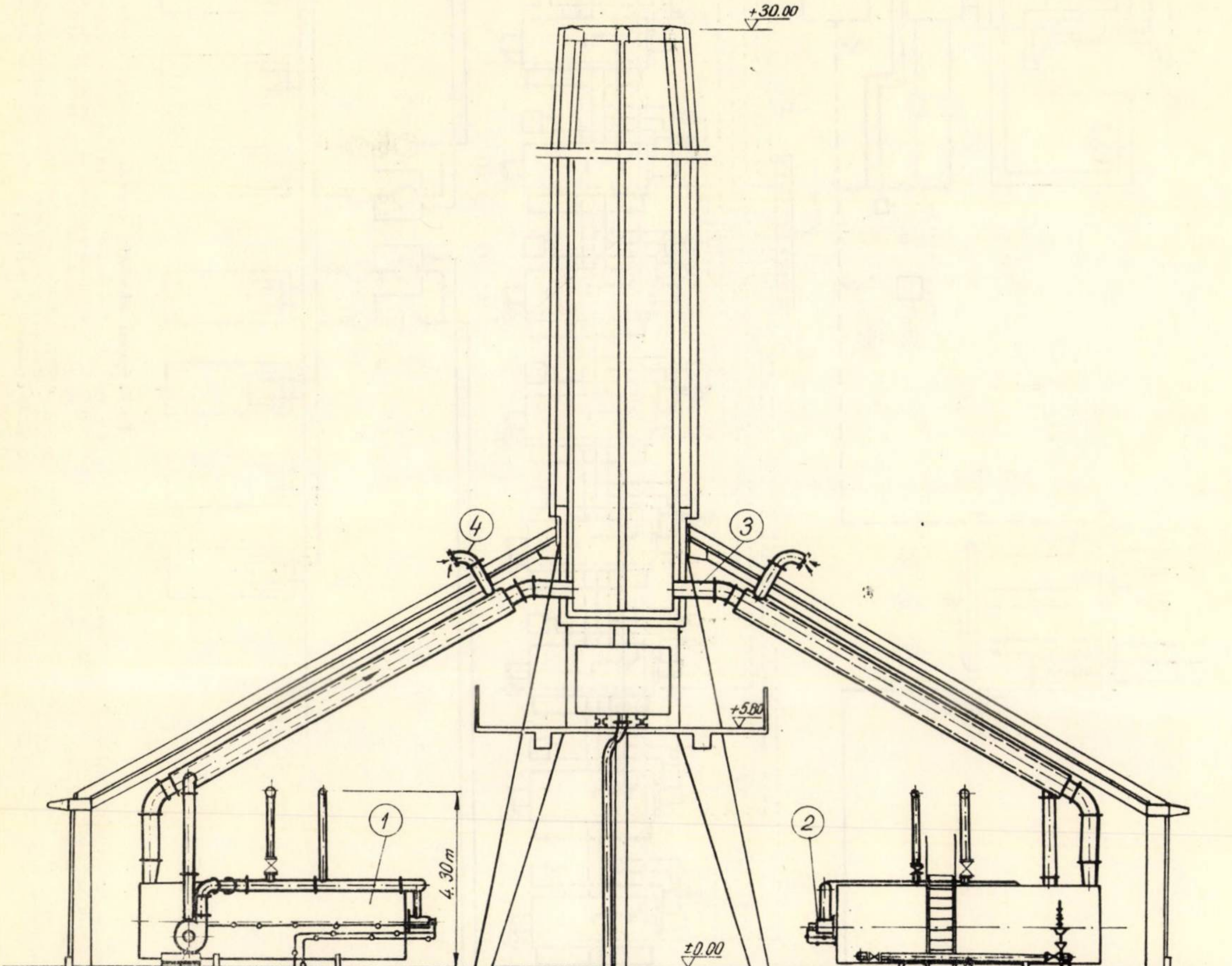
Alimentarea cazanelor se face cu apă dedurizată, preparată într-o staţie de dedurizare anume proiectată în acest scop şi care a fost furnizată de uzina ,,Tehnometal" — Bucureşti, cu masă cationică de la Uzina chimică din Făgăraş.

Staţia de dedurizare se compune din două schimbătoare cationice, un recipient pentru fosfat trisodic şi un recipient pentru saramură. După ce apa dură este tratată este acumulată în rezervorul de adaos, de unde este introdusă în circuitul cazanelor cu ajutorul pompelor de adaos.

Dimensionarea elementelor componente s-a făcut după metodele cunoscute şi nu vom mai insista asupra lor.

Fig. 6. Centrala termică, secţiunea A–A

1 – cazan tip CTF 1 pentru apă fierbinte; 2 – injector; 3 – canal de fum; 4 – priză de aer pentru arzător; 5 – ventilator; 6 – conducta de întoarcere a apei fierbinţi; 7 – conductă de alimentare cu păcură



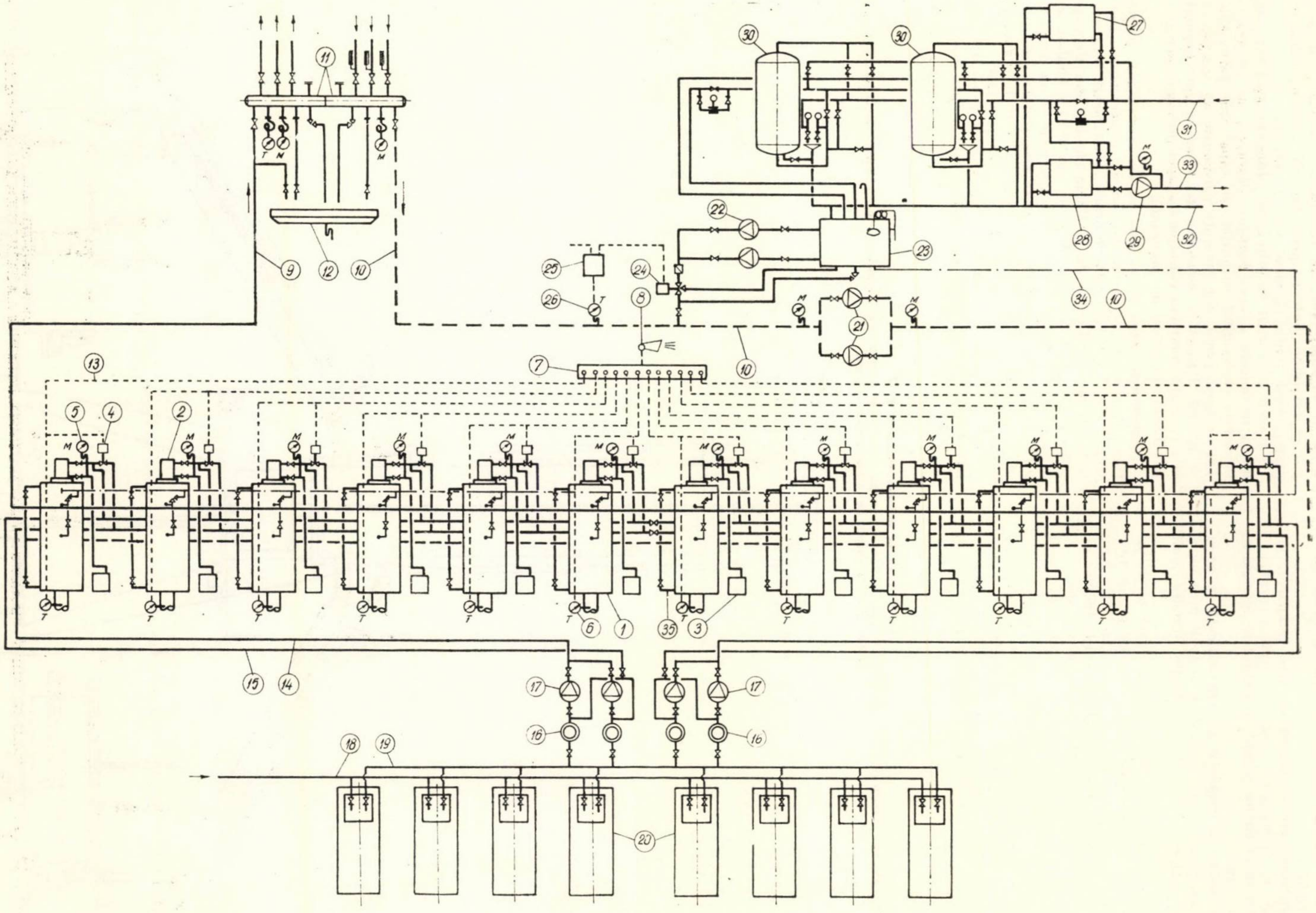


Fig. 7. Schema tehnologică generală a centralei termice

1 – cazan tip CTF 1 pentru apă fierbinte; 2 – injector; 3 – ventilator; 4 – ventil cu electromotor; 5 – manometru; 6 – termostat; 7 – panou electric pentru semnalizare; 8 – hupă; 9 – conductă de ducere pentru apă fierbinte; 10 – conductă de intoarcere pentru apă fierbinte; 11 – distribuitor—colector; 12 – jgheab pentru scurgere la canalizare; 13 – circuit electric; 14 – conductă de alimentare cu combustibil; 15 – conductă de intoarcere a combustibilului; 16 – filtru de păcură; 17 – pompa pentru combustibil; 18 – conductă principală de alimentare cu combustibil; 19 – conductă de aspirație a păcurii la pompe; 20 – rezervoare de combustibil; 21 – pompe de circulație; 22 – pompe de adaos; 23 – rezervorul de adaos; 24 – ventil cu electromotor și trei căi; 25 – releu intermediar; 26 – termostat; 27 – recipient cu fosfat trisodic; 28 – recipient pentru saramură; 29 – pompă pentru circulația saramurii; 30 – schimbător cationic; 31 – conductă pentru alimentare cu apă; 32 – conductă de canalizare; 33 – conductă de saramură; 34 – conductă de expansiune la rezervorul de adaos; 35 – conductă de alimentare cu apă fierbinte a cazanelor

4. INSTALAŢIA DE ALIMENTARE ŞI ARDERE A COMBUSTIBILULUI

Întrucît injectoarele de păcură furnizate de Uzinele „Griviţa Roşie" pentru cazanele CTF 1 erau cu pulverizare cu aburi de medie presiune, ele nu au putut fi folosite, neavînd sursă de aburi. Din această cauză, s-a preconizat un alt model de injectoare şi anume, cu pulverizare pneumatică, cu aer la presiunea de 2 ata şi aer secundar la presiunea de 300 mmCA. Aceste injectoare s-au procurat din import de la firma „Schmitz şi Appelt".

Agregatul se compune dintr-un motor electric, care are la un capăt al axului compresorul de aer de 2 ata, iar la celălalt capăt, ventilatorul pentru aer secundar. Agregatul se montează lîngă cazan şi este legat prin două conducte de injectorul propriu-zis al cazanului (fig. 4 şi fig. 7). Aprinderea combustibilului se face manual. Injectorul este prevăzut cu o clapetă manuală pentru reglarea debitului de aer, proporţional cu debitul de combustibil. Duza de pulverizare a păcurii a fost special studiată de furnizor, ca să asigure o flacără lungă, conformă cu tubul de flacără al cazanului.

Injectorul este prevăzut cu un sistem de siguranţă şi de alarmă. Pe conducta de alimentare cu păcură este montat un ventil electromagnetic, care se deschide o dată cu pornirea agregatului compresor. În serie cu acesta sînt legate : un termostat, pe conducta de ducere a apei fierbinţi, reglat la temperatura de 150°C, şi un termostat pe canalul de fum, reglat la temperatura de 250°C. În momentul depăşirii oricăruia dintre aceşti parametri, circuitul electric se întrerupe, ventilul electromagnetic se închide, agregatul compresor se opreşte, un claxon începe să sune şi se aprind totodată becurile roşii de semnalizare. În acelaşi timp, circuitul electric se autozăvorăşte mecanic, neputînd fi pornit din nou decît după înlăturarea defecţiunii.

Debitul de aer necesar fiecărui agregat compresor este de 5 000 m³/h şi respectiv, pentru toate cele 12 agregate, de 60 000 m³/h. Dacă acest aer ar fi fost aspirat direct din centrala termică ar fi dat naştere la curenţi de aer supărători. De aceea, prizele de aer s-au luat din exterior (fig. 6), printr-un tub de tablă concentric cu canalul de fum al fiecărui cazan. În acest fel se realizează şi o preîncălzire a aerului de combustie.

Alimentarea cu combustibil se face prin pompare de la staţia de descărcare din gara cea mai apropiată, aflată la o distanţă de 1,4 km de centrala termică. El este înmagazinat în opt rezervoare de cîte 50 000 l capacitate fiecare, asigurîndu-se o rezervă pentru 30 de zile de consum. De la aceste rezervoare, cîte două pompe, montate înecat şi legate în paralel, pompează pe două circuite separate (cîte unul pentru şase cazane) păcură la injectoare (fig. 7). În caz de defecţiune, cele două circuite se pot interconecta.

Excesul de păcură pe care nu-l consumă unul dintre injectoare este deversat printr-un ventil de suprapresiune în conducta de întoarcere a păcurii, înapoi la rezervoare.

Toate comenzile electrice ale centralei termice sînt grupate la un pupitru de comandă aşezat la mijloc.

5. REŢELELE DE APĂ FIERBINTE ŞI CALDĂ

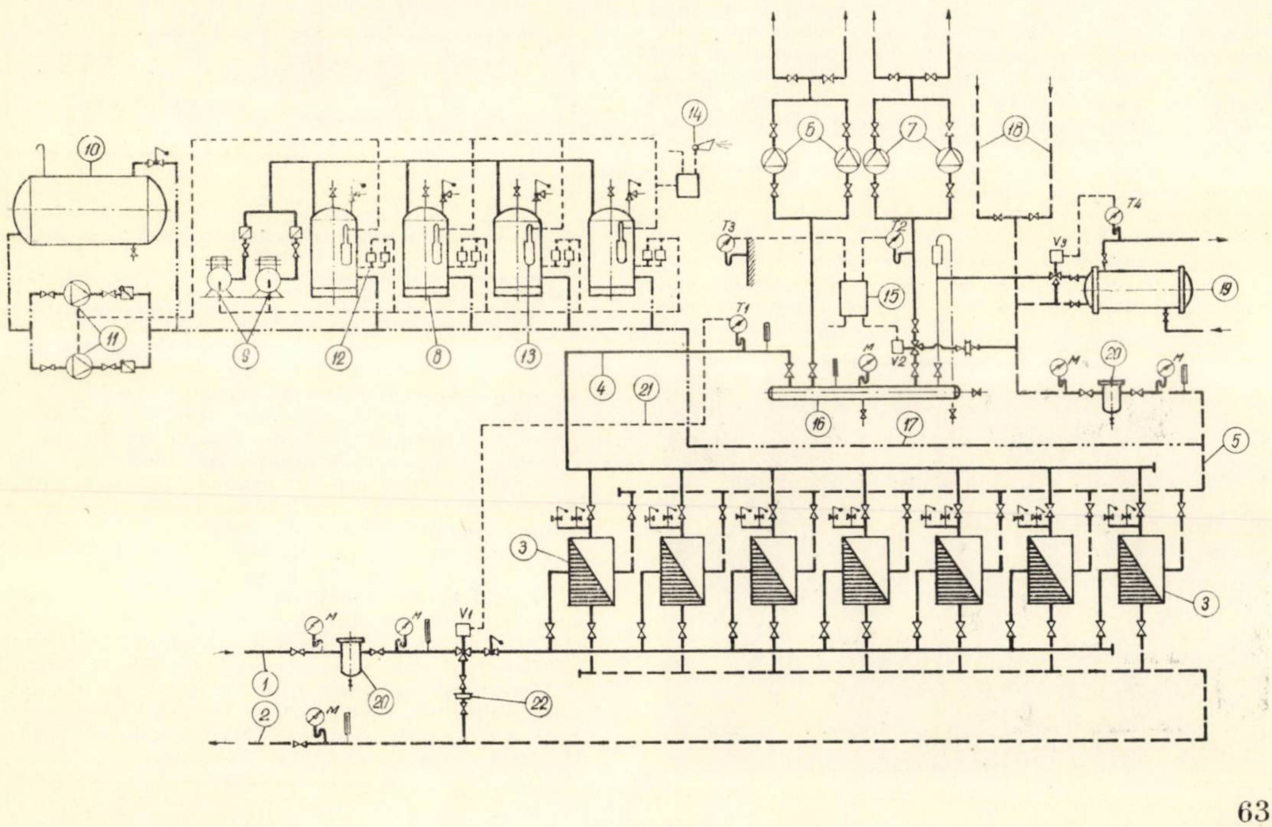
Întregul complex de odihnă a fost împărţit în mod convenţional în trei zone (fig. 1). În zonele A şi B sînt grupate construcţiile dotate cu sisteme de încălzire centrală, pe cînd în zona C sînt grupate hotelurile şi restaurantele fără încălzire centrală.

Pentru transportul căldurii către aceste zone, s-au proiectat două reţele de conducte magistrale de apă fierbinte şi anume : una formată din două conducte Ø 273 × 8 mm şi alta formată din două conducte Ø 219 × 7 mm. Fiecare din cele două reţele s-a proiectat a fi montată în canale de beton acoperite cu dale din beton armat şi pămînt.

Mai departe, distribuţia căldurii se face diferit în cadrul zonei A faţă de zonele B şi C. Astfel, în zona A, de la punctul termic unde apa fierbinte se transformă în apă caldă, s-a preconizat o reţea cu trei conducte şi anume : o conductă de apă caldă cu temperatura constantă de 95°C, pentru bateriile de ventilaţie, aparatele de contracurent pentru apa caldă menajeră şi boilere ; o conductă de apă caldă pentru încălzire cu temperatura variabilă (95°C—30°C), în funcţie de temperatura aerului exterior ; o conductă comună de întoarcere a apei calde la punctul termic.

Fig. 8. Schema de funcţionare a punctului termic principal

1 — conductă de alimentare cu apă fierbinte ; 2 — conductă de întoarcere de apă fierbinte ; 3 — schimbătoare de căldură tip I.S.C.A.S pentru prepararea apei calde pentru încălzire ; 4 — conductă de ducere de apă caldă pentru încălzire ; 5 — conductă de întoarcere de apă caldă ; 6 — pompe de circulaţie a apei calde cu temperatura constantă ; 7 — pompe de circulaţie a apei calde cu temperatura variabilă ; 8 — vas de expansiune închis ; 9 — compresoare de aer ; 10 — rezervor de acumulare ; 11 — pompe de adaos ; 12 — presostate ; 13 — nivostate ; 14 — hupă ; 15 — cofret electronic ; 16 — distribuitor de apă caldă ; 17 — conductă de siguranţă la vasele de expansiune ; 18 — conductă de întoarcere a apei calde ; 19 — boiler ; 20 — separator de nămol ; 21 — circuit electric ; 22 — diafragmă



În zona B se transportă apă fierbinte pînă la punctele termice, unde se transformă în apă caldă pentru încălzire, apă caldă menajeră și abur de joasă presiune, fiecare dintre acești agenți termici fiind transportat prin rețele proprii de conducte pînă la punctele de consum.

În zona C, de la punctul termic se distribuie numai apă caldă menajeră și abur de joasă presiune.

Conductele termice pentru zonele B și C sînt pozate parțial în subsolul construcțiilor și parțial în canale exterioare.

6. PUNCTELE TERMICE

În acest complex sînt trei categorii de puncte termice :

a) punct termic în care se obține numai apă caldă pentru încălzire, dar la parametri diferiți (zona A) ;

b) puncte termice în care se obțin : aburi de joasă presiune, apă caldă menajeră și apă caldă pentru încălzire (zona B) ;

c) puncte termice care furnizează numai aburi de joasă presiune și apă caldă menajeră (zona C).

Punctul termic din prima categorie, numit și punctul termic principal, este amplasat în zona A. Din schema de funcționare (fig. 8) se observă că apa fierbinte cu temperatura de 150°C trece prin cele șapte schimbătoare de căldură, a căror sarcină termică totală este de $7\ \frac{\text{Gcal}}{\text{h}}$, obținînd-se apă caldă cu temperatura de 95°C.

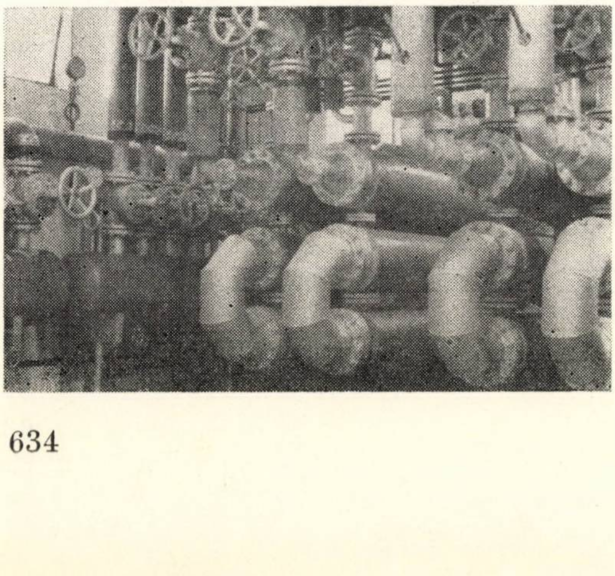
Această temperatură este menținută constantă cu ajutorul unui termostat montat pe conducta de ducere la distribuitor a apei calde, care comandă printr-un releu intermediar motorul electric al vanei cu trei căi montat pe conducta de apă fierbinte. În acest fel se reglează proporțional debitul de apă fierbinte care alimentează schimbătoarele de căldură.

Din distribuitorul 16, două grupuri de pompe preiau transportul apei calde. Primul grup asigură circulația apei calde cu temperatura constantă de 95°C pe conducta de ducere și care este folosită ca agent termic primar pentru boilere, baterii de ventilație și aparate de contracurent. Al doilea grup de pompe asigură circulația apei calde cu temperatura variabilă în funcție de variația temperaturii aerului exterior, pentru încălzirea construcțiilor din zona A. În acest scop, pompele aspiră un anumit debit de apă caldă din distribuitorul 16, pe care-l amestecă cu un debit de apă aspirat din conducta de întoarcere, care este comună pentru cele două grupuri de pompe.

Reglarea temperaturii apei din conducta de ducere, în funcție de temperatura aerului exterior, se face cu un aparataj electronic. O sondă termostatică exterioară măsoară temperatura aerului exterior și o transmite electric la un cofret electronic, care modifică temperatura de funcționare a termostatului montat pe conducta de ducere a apei calde, după o lege dinainte stabilită. Acest termostat acționează la rîndul său asupra motorului electric al ventilului cu trei căi, care reglează amestecul celor două debite de apă arătate mai sus.

Pentru instalațiile de încălzire sînt montate în acest punct termic patru vase de expansiune închise, cu pernă de aer sub presiune. Acestea sînt recipiente de hidrofor legate în baterie. Excesul de apă provenit prin dilatare deversează printr-un ventil de suprapresiune, de fabricație „Samson”, într-un rezervor de acumulare. Din acest rezervor, două pompe comandate automat de nivostatele montate pe vasele de expansiune închise reintroduc apa care s-a răcit în sistemul de încălzire. Două compresoare, comandate automat de presostatele montate la fiecare vas de expansiune, asigură refacerea pernei de aer atunci cînd presiunea a scăzut.

Fig. 9. Punctul termic principal



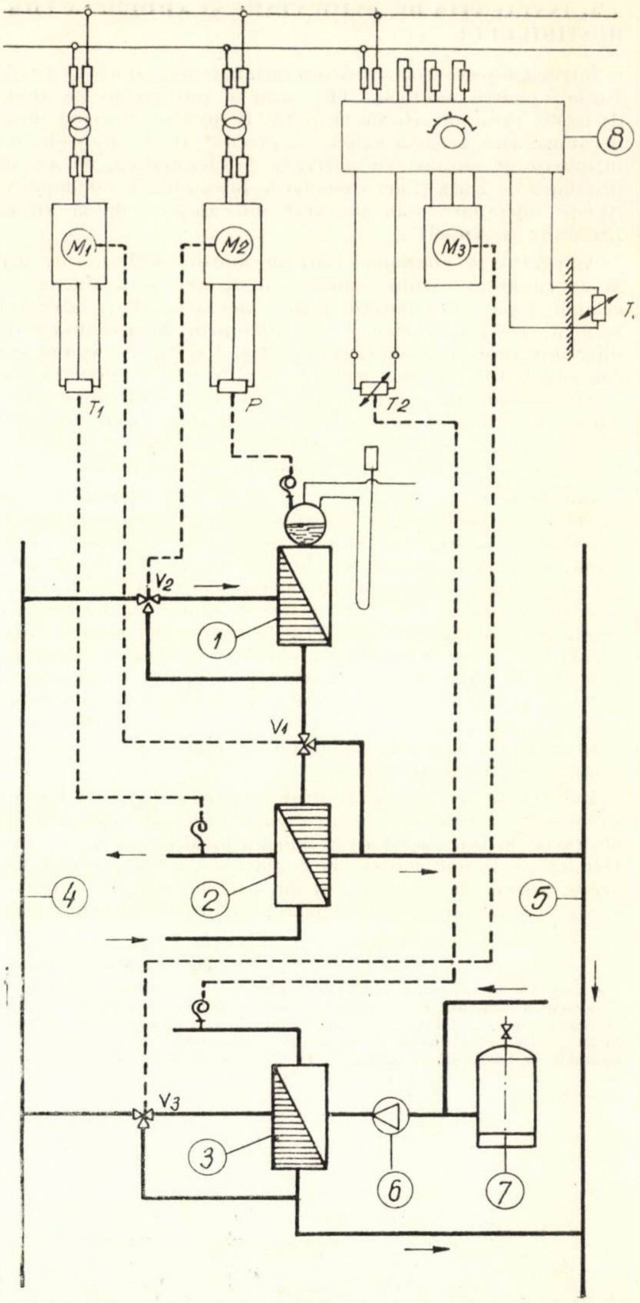


Fig. 10. Schema de funcționare automatizată a punctului termic pentru un grup gospodăresc

1 — vaporizator ; 2 — schimbător de căldură tip I.S.C.A.S. pentru prepararea apei calde menajere ; 3 — idem, pentru apă caldă de încălzire ; 4 — conductă de alimentare cu apă fierbinte ; 5 — conductă de întoarcere a apei fierbinți ; 6 — pompă de circulație a apei calde pentru încălzire ; 7 — vas de expansiune închis ; 8 — cofret electronic.

În punctul termic mai este montat un boiler cu funcționare automatizată, în care se prepară apă caldă menajeră pentru grupul sanitar cu care este dotat.

O parte din utilajele și instalațiile montate în acest punct termic se pot vedea în figura 9.

Punctul termic al unui grup gospodăresc are rolul de a asigura obținerea agenților termici necesari exploatării. Astfel, din figura 10 se observă că între conducta principală de ducere, de apă fierbinte cu temperatura de 150°C, și cea de întoarcere, cu temperatura de 80°C, sînt montate : un vaporizator, un schimbător de căldură pentru prepararea apei calde menajere și un schimbător de căldură pentru prepararea apei calde pentru încălzire.

Apa fierbinte pătrunde în vaporizator, unde produce abur de joasă presiune, de 1,3 ata, necesar pentru utilajele de la bucătărie şi spălătorie. După ce iese din vaporizator cu temperatura de cca 120°C, apa fierbinte trece în continuare în schimbătorul de căldură pentru prepararea apei calde menajere, unde se răceşte pînă la 80°C.

Funcţionarea în trepte a acestor schimbătoare de căldură este complet automatizată. Din schemă (fig. 10) se vede că un presostat montat pe doma vaporizatorului comandă printr-un releu ventilul cu trei căi, care dirijează excesul de apă fierbinte către treapta a doua, la aparatele de contracurent pentru apă caldă menajeră. Aici, un termostat montat pe conducta de ducere de apă caldă menajeră acţionează asupra unui alt ventil cu trei căi, care reglează proporţional debitul de apă fierbinte, trimiţînd-o fie în aparat, fie în conducta principală de întoarcere.

În acest fel, la consumuri variabile de aburi sau de apă caldă menajeră parametrii acestora pot fi menţinuţi constanţi.

Aparatul de contracurent pentru prepararea apei calde pentru încălzire este alimentat direct cu apă fierbinte din conducta principală. Reglarea temperaturii apei calde pentru încălzire, în funcţie de temperatura aerului exterior, se face şi în acest caz cu un aparataj electronic, ca cel descris la punctul termic principal. Din schemă (fig. 10) se vede că şi în acest caz a fost utilizat un vas de expansiune închis. Întreaga aparatură de automatizare adoptată a fost sistem ,,Billman'' — Suedia.

Pentru celelalte puncte termice, schemele de funcţionare sînt asemănătoare cu cea din figura 10. O particularitate interesantă o prezintă punctul termic pentru deservirea unui hotel cu opt niveluri, avînd restaurant la parter. În acest punct termic sînt prevăzute două instalaţii pentru obţinerea apei calde pentru încălzire, şi anume : una pentru partea de nord şi alta pentru partea de sud a hotelului, fiecare avînd aparatele sale de reglaj electronic. Această soluţie a fost adoptată ţinînd seamă de pierderile de căldură, care au valori complet diferite pentru cele două părţi ale construcţiei.

Majoritatea aparatelor utilizate în punctele termice (cu excepţia celor provenite din industrie) au fost proiectate în I.S.C.A.S., ca de exemplu : aparatele de contracurent, rezervoarele, separatoarele de nămol, distribuitoare, colectoare etc. Vom face o menţiune specială pentru vaporizatoare, care, pînă la data elaborării proiectelor pentru acest complex de odihnă, nu figurau printre utilajele proiectate de I.S.C.A.S. Ţinînd seamă, pe de o parte, de durata destul de mare necesară proiectării, executării şi omologării unui aparat nou de acest tip şi, pe de altă parte, de ritmul rapid de elaborare şi executare concomitentă a proiectelor pentru întregul complex de odihnă, s-a folosit ideea de a utiliza aparatele de contracurent tip I.S.C.A.S. drept vaporizatoare. Aceste aparate de contracurent erau deja în fabricaţie de serie. În acest scop s-a proiectat şi executat o domă pentru colectarea aburului. Au fost preconizate două tipuri de vaporizatoare : cu un singur aparat de contracurent şi o domă (fig. 11) sau cu două aparate de contracurent şi o domă comună.

Pentru fiecare tip de vaporizator a fost efectuat un calcul termic corespunzător.

Pentru a face cît mai simplă funcţionarea acestor vaporizatoare, s-a preconizat întoarcerea liberă a condensului, în care scop, în majoritatea punctelor termice au fost practicate nişte adîncituri corespunzătoare presiunii de lucru a aburului produs. În două cazuri, datorită nivelului ridicat al apelor subterane, s-au prevăzut rezervoare pentru colectarea condensului şi pompe pentru alimentarea vaporizatoarelor. Aceste pompe pornesc automat, la comanda unor nivostate (provenite din import) montate pe domele vaporizatoarelor.

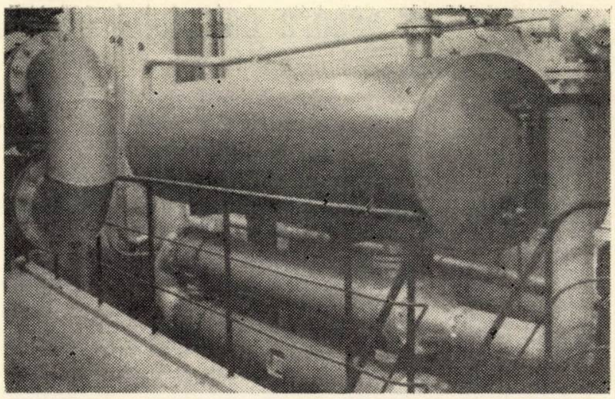


Fig. 11. Vaporizator tip I.S.C.A.S.

7. OBSERVAŢII CRITICE ŞI CONCLUZII DUPĂ UN AN DE LA PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE

La un an de la punerea în funcţiune se pot face unele observaţii critice şi se pot trage unele concluzii. Astfel, întregul sistem termic a funcţionat corespunzător, căldura fiind obţinută la parametrii din proiect. Injectoarele au asigurat arderea perfectă a păcurii, complet fără fum. Dacă acest lucru ar fi fost cunoscut la începutul proiectării, ar fi fost posibile unele îmbunătăţiri : modificarea schemei de funcţionare a centralei termice, scurtarea coşului de fum etc.

Staţia de dedurizare a funcţionat bine, obţinîndu-se o reducere a durităţii apei de la 17,8 la 1,9 grade de duritate.

S-au constatat totuşi şi unele imperfecţiuni, şi anume :

a) *la proiectare* :

— centrala termică trebuia dimensionată mai larg ;

— unele puncte termice nu au o suficientă aerisire pentru evacuarea căldurii degajate în interior de la utilaje ;

— separatoarele de nămol trebuiau montate în cămine exterioare, uşor accesibile pentru curăţire.

b) *la execuţie* :

— constructorul nu a asigurat la toate lucrările un finisaj corespunzător ;

— pe unele porţiuni, izolaţia conductelor din canale este executată defectuos ;

— unele utilaje sînt montate în poziţii greu accesibile pentru exploatare.

De asemenea, mai trebuie arătat că atît în timpul probelor, cît şi în timpul exploatării, cazanele CTF 1 au prezentat unele defecţiuni, în special datorită şamotării, ceea ce a făcut necesară intervenţia ulterioară a uzinei pentru repararea lor. Este bine ca în viitor, întreprinderea furnizoare să asigure punerea completă în funcţiune a cazanelor.

Cu toate observaţiile critice arătate mai sus, se poate spune că sistemul de alimentare cu căldură este corect proiectat şi executat, fiind printre primele de acest fel folosite în ţara noastră pentru un ansamblu de construcţii civile.

Comentarii asupra calculului necesarului de căldură pentru halele industriale

Ing. D. Ghiţescu, ing. L. Klodnischi
INCERC

Calculul necesarului de căldură al halelor industriale constituie o problemă foarte dificilă şi diferită de cea a calculului uzual aplicat la clădiri civile.

Aceasta se datoreşte în principal următoarelor cauze:

— Volumul mare al încăperilor industriale şi rezistenţa termică diferită a elementelor de construcţie, care limitează spaţiul către exterior, fac imposibilă realizarea unei ambianţe uniforme.

— La halele industriale nu este asigurată o etanşeitate a elementelor împrejmuitoare, datorită în mare parte unei execuţii şi întreţineri mai puţin îngrijite. Infiltraţii importante de aer se produc adesea şi prin deschiderea frecventă a uşilor.

— Înălţimea mare provoacă curenţi de convecţie şi aglomerarea sub tavan a aerului cu o temperatură relativ ridicată.

— În bilanţul termic al spaţiului care urmează a fi încălzit intervin adesea degajări mari de căldură produse de utilaje sau procese tehnologice sau consumuri mari de căldură prin intrarea în hală a materiei prime sau a vehiculelor de transport.

— Efectele de radiaţie termică a unor suprafeţe foarte calde (cuptoare) produc în zone limitate ale spaţiului halei, reacţii termofiziologice care nu pot fi combătute printr-o instalaţie cu distribuţie centrală a căldurii.

— Foarte adesea, degajarea de nocivităţi impune ventilarea spaţiului, provocînd un consum de căldură suplimentar, care poate atinge un multiplu al valorii necesarului de căldură stabilit pentru compensarea pierderilor de căldură prin transmisie.

În aceste condiţii, intenţia de a crea prin instalaţia de încălzire o ambianţă termică confortabilă pentru muncitorii care lucrează în spaţii mari industriale este desigur greu de realizat.

Pe de altă parte, stabilirea premiselor teoretice pentru o metodă de calcul bazată pe realizarea confortului termofiziologic nu este posibilă, dat fiind că lipsesc determinări experimentale suficiente cu privire la senzaţia de confort a omului dintr-o ambianţă aşa de variată şi în condiţii de efort fizic diferit. Relaţiile matematice între parametrii de confort ai ambianţei, stabilite pînă în prezent de diferiţi cercetători, au toate un domeniu de valabilitate limitat şi utilizarea lor în afara acestui domeniu de valabilitate este foarte discutabilă.

Motivele enumerate sînt cauza pentru care normele în vigoare pentru calculul necesarului de căldură, atît la noi, cît şi în străinătate, nu cuprind decît un număr relativ mic de indicaţii privitor la particularităţile ce trebuie avute în vedere atunci cînd acestea se aplică la calculele termice ale halelor industriale. De remarcat este şi faptul că nici publicaţiile de specialitate nu abordează decît rareori acest subiect, fapt care demonstrează o lipsă de interes a specialiştilor.

Este de bănuit că această neglijare a problemei se datoreşte, în parte, şi faptului că, în majoritatea cazurilor, instalaţiile realizate au dat satisfacţie, iar prin corectarea metodelor actuale de calcul nu era de prevăzut obţinerea unui efect economic mai important, deoarece:

— pierderea de căldură prin transmisie reprezintă adesea mai puţin de jumătate din necesarul de căldură total al clădirii;

— la instalaţiile cu distribuţie centrală de aer cald, reducerea capacităţii afectează numai cu puţin costul de investiţie, prin schimbarea capacităţii bateriei de încălzire;

— funcţionarea automatizată a instalaţiei poate menţine în limitele raţionale consumul de combustibil, chiar şi atunci cînd capacitatea instalaţiei este supradimensionată.

Considerînd, deci, că nu pot fi aduse modificări esenţiale metodei obişnuite de calcul al pierderilor de căldură, şi că trebuie aplicate numai unele corecţii care să ţină seamă de particularităţile încălzirii spaţiilor industriale, credem că este necesar să se dezbată problema privind alegerea temperaturii interioare de calcul, care condiţionează în mare măsură capacitatea instalaţiei. O dată cu răspîndirea instalaţiilor de încălzire prin radiaţie, s-a comentat tot mai frecvent ideea că realizarea confortului se asigură cu o temperatură mai scăzută a aerului, ceea ce are drept consecinţă o reducere a necesarului de căldură calculat.

O seamă de experimentări publicate, ale căror rezultate se refereau la domeniul clădirilor civile, ajungeau la concluzia că scăderea necesarului de căldură era de ordinul a 10—15%. Cu privire la clădirile industriale, cunoaştem numai studiile experimentale pe machete efectuate de prof. Macskasy de la Budapesta ([1], [2], [3]), care ajunge la rezultate apropiate de cele menţionate, şi măsurătorile efectuate în Germania de Skunca [4], care ajunge la concluzia că reducerea necesarului de căldură este mult mai mare (de ordinul a 40—50%).

În ultimii ani au apărut şi unele norme care indică drept temperatură de calcul temperatura rezultantă uscată exprimată în grade Missenard, fără a da precizări deosebite asupra valorii indicate pentru temperatura rezultantă în hale industriale (norma franceză şi cea elveţiană).

Aceste fapte au dus pe unii la ideea că temperatura rezultantă poate fi folosită în ecuaţiile schimbului de căldură, fapt care rezolvă foarte simplu problema alegerii valorii temperaturii aerului interior în cele mai variate condiţii de distribuţie a suprafeţelor calde şi reci din interiorul unei încăperi industriale. Acesta este şi motivul pentru care valorile determinate de Skunca diferă aşa de mult de celelalte date experimentale publicate, condiţia care a stat la baza dimensionării sistemelor sale de încălzire cu aer cald şi prin radiaţie fiind egalitatea, în cele două cazuri, a temperaturii rezultante obţinute.

Am avut ocazia să verificăm şi cîteva analize tehnicoeconomice pentru încălzirea de spaţii industriale cu diverse sisteme, unde concluziile erau deformate de aceeaşi premisă. Aceste calcule bazate pe publicaţii apărute la noi în Editura tehnică [5] şi în Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii [6] şi care, nefiind combătute la timp, au devenit pe nesimţite o metodă uzuală de lucru.

Pentru a putea dezvolta argumentele prin care combatem această soluţie, prezentăm pe scurt relaţiile matematice pe care se bazează metoda denumită a „clădirii echivalente”.

Clădirea echivalentă se defineşte ca fiind geometric identică cu clădirea reală considerată şi construită dintr-un material omogen, astfel încît necesarele de căldură ale celor două clădiri să fie identice. Coeficientul de transmisie termică al elementelor delimitatoare care alcătuiesc clădirea echivalentă este deci egal cu:

$$k_e = \frac{\Sigma F_x k_x (t_a - t_e) A_t}{F_{tot} (t_a - t_e)}$$

unde:

F_x, k_x şi t_e sînt elementele de calcul (suprafaţă, coeficient de transmisie a căldurii şi temperatură exterioară) pentru o suprafaţă oarecare x;

A_t — factor de corecţie care ţine seamă de adaosurile prevăzute în standard.

Valorii k_e îi corespunde şi o valoare echivalentă pentru coeficientul de transmisie superficială a căldurii (α_{ie}), ceea ce permite scrierea următoarelor relaţii:

$$t_r = \frac{t_a + t_{ms}}{2} \tag{1}$$

$$Q = k_e F_{tot} (t_a - t_e) = \alpha_{ie} F_{tot} (t_a - t_{ms}) \tag{2}$$

unde:

t_{ms} este temperatura medie a suprafeţelor delimitatoare,

t_r — temperatura rezultantă, denumită şi temperatură senzorială sau de confort.

Aceste două relații au dus la exprimarea valorii temperaturii aerului sub forma:

$$t_a = \frac{2\,t_r - t_e\,C_e}{2 - C_e} \qquad (3)$$

unde:

C_e este o caracteristică termică a clădirii exprimată prin raportul $\frac{K_s}{\alpha_{ie}}$.

Consecința ipotezei făcute este deci că temperatura interioară de calcul poate fi dedusă atunci cînd se cunosc valorile: t_r, t_e și C_e. O serie de încercări succesive (elementele de construcție fiind date), în care se variază mărimea suprafețelor radiante și valoarea t_a, vor permite determinarea acesteia din urmă, cu condiția îndeplinirii simultane a relațiilor (1) și (3).

Aceasta revine la situația că, avînd o temperatură rezultantă dinainte stabilită, se deduce pentru o construcție dată valoarea temperaturii interioare de calcul în funcție de suprafața și mărimea suprafețelor încălzitoare radiante folosite, care afectează valoarea t_{ms}.

Vom încerca să expunem în cele ce urmează argumentele potrivnice adoptării acestei metode de calcul:

1. Adoptarea temperaturii rezultante drept criteriu de confort nu trebuie extinsă dincolo de domeniul în care o recomandă literatura de specialitate.

Cu privire la acest domeniu, manualul Rietschel [7] prevede următoarele condiții:

— aer care este practic în stare de repaus, așa cum este în cazul cu încăperi neventilate cu ferestre normal etanșe;

— temperatura aerului cuprinsă între 15—20°C;

— cîmp de temperaturi relativ uniform, atît pentru t_a, cît și pentru t_{ms}.

La cele menționate mai trebuie adăugate, pentru cazul special al halelor industriale, și condițiile impuse de natura muncii prestate.

În funcție de natura muncii și de natura ambianței, corpul uman degajează cantități de căldură diferite și, uneori, transpirația intervine într-o proporție considerabilă ca factor de reglare termofiziologic. Astfel, în cazul prestării de muncă grea (degajare de căldură de circa 330 kcal/h), la variația temperaturii aerului între 0 și 32°C, transpirația intervine în reglarea căldurii fiziologice degajate în proporții care variază între 10 și 80%.

Din cele arătate rezultă destul de clar că valabilitatea temperaturii rezultante pentru aprecierea confortului în hale industriale este foarte contestabilă, depășindu-se condițiile în care au fost efectuate determinările experimentale și neglijînd unul dintre factorii importanți de reglare termofiziologică în diverse condiții de muncă.

Noțiunea de confort primește astfel un conținut lipsit de semnificație fizică. Ea tinde să devină o abstracție matematică echivalentă cu valoarea expresiei $\frac{t_a + t_{ms}}{2}$, fapt care apare evident atunci cînd se ajunge la definirea unor ,,temperaturi de confort'' cu valoarea de 8 sau 10°C.

Lipsa de semnificație fizică a valorii t_r apare mai pregnant atunci cînd ne gîndim că în două situații complet diferite în ce privește confortul, cum este cazul unei încăperi cu pardoseală rece și tavan cald, și al altei încăperi cu tavan rece și pardoseală caldă, valorile t_r obținute pot fi egale, deși este clar că senzațiile de confort vor fi cu totul diferite.

De asemenea, nu pare justă folosirea ipotezei t_r = const., de unde ar rezulta că legea senzației de confort poate fi reprezentată printr-o dreaptă în planul de coordonate $t_a - t_{ms}$, cînd este bine cunoscut faptul că în diagramele lui Belddford, Schülle etc. aceasta se reprezintă printr-o curbă (curba poate fi asimilată cu o dreaptă numai pe un interval foarte restrîns).

2. Ipoteza ,,clădirii echivalente'' postulează că încăperilor cu necesar de căldură identic le corespund aceleași senzații de confort termofiziologic.

Acest lucru nu corespunde realității. În metoda ,,clădirii echivalente'', temperatura medie a suprafețelor delimitatoare se determină pe baza relației

$$t_{ms} = \frac{\Sigma t_x\,F_x}{F_{tot}}. \qquad (4)$$

Scriind bilanțul termic al omului în încăperea reală:

$$Q = Q_{conv.} + Q_{rad} = Q_{conv} + F_{om}\,\varepsilon_i\,\varphi_i\left[\left(\frac{T_{om}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{xi}}{100}\right)^4\right] \qquad (5)$$

și același bilanț în cazul clădirii echivalente unde temperatura pereților este uniformă:

$$Q = Q_{conv.} + F_{om}\,\varepsilon_{med}\left[\left(\frac{T_{om}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{ms}}{100}\right)^4\right] \qquad (6)$$

rezultă:

$$T^4_{ms} = T^4_{om}\left(1 - \frac{1}{\varepsilon_{med}}\Sigma\,\varphi_i\;\varepsilon_i\right) + \frac{1}{\varepsilon_{mea}}\Sigma\,\varphi_i\;\varepsilon_i\;T^4_{ms}. \qquad (7)$$

Considerînd însă: $\varepsilon_i \simeq \varepsilon_{med}$ și ținînd seamă că:

$$\Sigma\varphi = 1,$$

se deduce:

$$T_{ms} = \sqrt[4]{\Sigma\varphi_i\,T^4_{xi}}. \qquad (8)$$

Diferența între relațiile (4) și (8) demonstrează că postularea făcută nu corespunde realității.

3. Senzația de confort nu este aceeași în diferite puncte considerate în încăperea halei industriale reale. Acest lucru este de la sine înțeles, deoarece trebuie să se țină seamă de unghiul solid sub care sînt văzute suprafețele reci și calde din încăpere, din poziția în care se găsește omul, faptul exprimîndu-se prin prezența factorului φ_i din formula (8).

4. Metoda de calcul nu este luată în considerare la aplicarea metodei ,,clădirii echivalente''. O realitate adesea constatată de experimentatori este enunțată în manualul clasic Rietschel astfel: ,,senzația produsă de temperatura scăzută a unor suprafețe mari nu poate fi compensată de o suprafață mică cu temperatură ridicată''.

5. Aplicînd o altă metodă de calculare a valorii t_{ms} (8) și anume folosind diagramele construite de Daniliuc (9), care au fost întocmite pentru calculul iluminatului natural, se obțin rezultate foarte interesante. În acest caz, valoarea temperaturii medii a suprafețelor este dată de relația:

$$t_{ms} = \Sigma\,S_x\,t_x \qquad (9)$$

unde:

S_x sînt suprafețele exprimate în % ale proiecțiilor elementelor de construcție pe o emisferă cu centrul într-un punct oarecare de pe pardoseala halei;

t_x — temperaturile acestor suprafețe.

În aceste condiții, valoarea t_{ms} stabilită după formula (4), care era considerată constantă pentru întreaga hală, capătă valori diferite după punctul de referință ales. Luînd un exemplu de calcul oarecare, se pot obține valori pentru t_{ms} cuprinse între 3 și 12°C, ceea ce demonstrează că nu poate fi vorba de realizarea unui confort termofiziologic constant în întreaga încăpere.

Dacă se folosește relația lui Van Zuilen, care exprimă confortul termofiziologic:

$$B = C + 0{,}25\,(t_a + t_{ms}) + 0{,}1\,x - 0{,}1\,(37{,}8 - t_a)\sqrt{w}$$

unde:

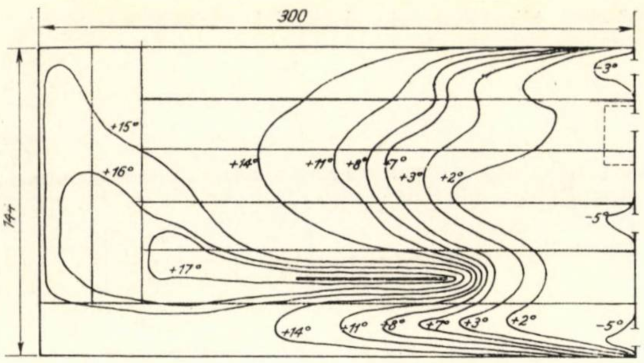
C este o constantă cu valoarea — 9,2,

x — umiditatea absolută a aerului în g/kg,

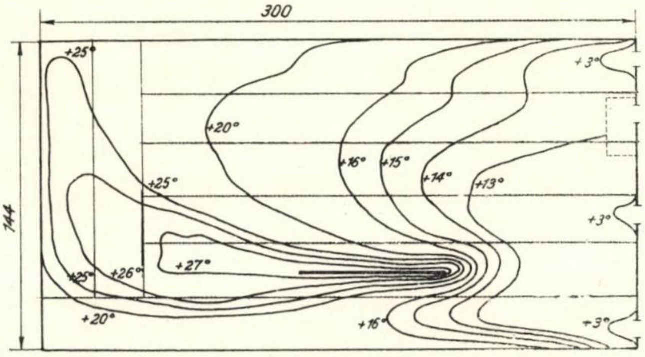
w — viteza aerului în m/s

și, pentru simplificare, se consideră constante valorile lui x și w, se vor putea trasa pe planul construcției zone de izoconfort care corespund diferitelor valori pentru B.

Se ajunge astfel la concluzia că pentru anumite zone ale halei va trebui să ne declarăm mulțumiți cu o stare de confort termofiziologic inferioară sau chiar cu o stare de inconfort și este de dorit ca aceste zone să corespundă unor locuri de muncă fizică grea sau unor spații care servesc la circulație, ca depozite de materiale etc.



Temperatura aerului din hală la nivelul capului, la data de 13.02.1965 ora 7 dim. $t_{ext} = -11°C$.



Temperatura aerului din hală la nivelul capului, la data de 13.02.1965 orele 15 $t_{ext} = -1°C$

Fig. 1. Izoterme ale temperaturii aerului determinate experimental într-o hală industrială. Măsurări făcute la înălţimea de 1,5 m de la pardoseală

6. O situaţie de felul arătat se ilustrează şi în figura 1, în care sînt înscrise datele obţinute prin măsurători efectuate de INCERC într-o hală industrială încălzită prin panouri suspendate şi registre din ţeavă la pereţii exteriori, în două zile cînd temperatura exterioară era $-11°$, respectiv $-1°C$.

Deşi nu este vorba în acest caz de curbe de izoconfort, izotermele temperaturii aerului, trasate în figură, ne arată destul de clar cît de variate sînt situaţiile de confort create în această hală din cauza particularităţilor ei constructive şi a cuptorului pe care îl conţine.

O schimbare în situaţia zonelor de inconfort create în timp de iarnă într-o hală poate fi provocată în două moduri:

— modificarea puterii termice a instalaţiei de încălzire prin aprecierea unei alte valori pentru necesarul de căldură;

— modificarea amplasării suprafeţelor de încălzire, deplasîndu-le din zonele prea calde către zonele de inconfort.

Cea de-a doua soluţie ni se pare cea mai indicată şi cea mai simplă. Ea pleacă de la principiul unei mai bune folosiri a capacităţii termice puse la dispoziţie şi rezolvarea pe această cale duce la obţinerea unei eficienţe maxime a instalaţiei de încălzire.

Dacă, totuşi, după redistribuirea suprafeţelor rămîn încă zone unde confortul este apreciat ca nesatisfăcător, este indicat ca acestea să fie tratate individual, sporind capacitatea de încălzire a instalaţiei centrale sau montînd local aparate individuale suplimentare de încălzire pînă la limita necesităţii. Aceasta revine la acceptarea metodei clasice de calcul al necesarului de căldură şi la aplicarea unor corecţii în cazuri izolate, care vor fi apreciate de proiectant.

CONCLUZII

Dacă se pot aduce obiecţii juste metodei actuale de a considera valoarea temperaturii aerului t_a drept criteriu sintetic în aprecierea confortului şi drept bază pentru calculul clasic al necesarului de căldură, imperfecţia folosirii temperaturii rezultante în acelaşi scop şi lipsa unor cercetări fundamentale din care să rezulte valori recomandate pentru condiţii industriale pledează pentru respingerea acestei soluţii.

Folosind o valoare t_a ca parametru de calcul în stabilirea necesarului de căldură, rămîne ca instalatorul, prin îndemînarea sa, să realizeze un confort satisfăcător în locurile de muncă indicate de tehnologie.

Pentru aceasta, după natura construcţiei, a procesului tehnologic şi a muncii prestate în hală, va trebui admisă realizarea confortului în limite destul de largi, deoarece o calitate uniformă a confortului este numai în mod excepţional realizabilă.

În aceeaşi lumină va trebui judecată şi eficienţa unei instalaţii de încălzire, uniformitatea temperaturilor aerului neputînd constitui singurul criteriu de apreciere. Este cazul să menţionăm aici că în halele industriale unde există şi ventilare, atunci cînd aceasta se face cu suprapresiune, se poate realiza o mare uniformitate a temperaturii aerului, fără ca prin aceasta să se infirme cele menţionate mai sus cu privire la zone cu confort diferit care sînt provocate de efectele locale ale unei radiaţii calde sau reci.

Ţinînd seamă de cele arătate, în noua redactare a Standardului 1907, care a fost întocmită de noi, se dau următoarele indicaţii speciale pentru hale industriale:

— temperaturile interioare de calcul la hale industriale încălzite prin radiaţie se vor reduce cu 2—5°C faţă de cele uzuale la încălzirea cu aer cald, pentru acestea din urmă fiind recomandat 15°C în spaţii cu muncă grea şi 18°C în spaţii cu muncă uşoară;

— la hale înalte, temperatura interioară de calcul va fi afectată de un gradient de temperatură a cărui valoare se alege în funcţie de sistemul de încălzire şi de înălţimea halei;

— necesarul de căldură calculat pentru hale industriale nu va fi afectat de adaos de orientare, compensarea suprafeţelor reci sau întrerupere de funcţionare;

— pentru acoperirea pierderilor de căldură provocate de infiltraţii de aer necontrolate, proiectantul poate majora capacitatea instalaţiei cu pînă la 20%, în funcţie de specificul clădirii;

— valorile α pentru suprafeţele interioare ale pereţilor se reduc ţinînd seamă de componentele mai mici ale schimbului de căldură prin radiaţie; aceste valori vor fi:

3,5 kcal/m^2 h grd la hale fără compartimentări, unde înălţimea este mai mare decît adîncimea;

5 kcal/m^2 h grd la hale cu compartimentări sau acolo unde înălţimea este mai mică decît adîncimea.

După o perioadă de aplicare a noilor prescripţii din STAS 1907 şi a unor cercetări speciale, pe care sperăm să le putem efectua în anii ce urmează, vom fi în măsură să pregătim o redactare cu prescripţii mai complete privind calculul necesarului de căldură al clădirilor industriale.

Bibliografie

[1] MACSKASY A.: *Încălzirea prin radiaţie a halelor mari.* Epűletgepeszet (R.P.U.), ian. 1961.
[2] MACSKASY A.: *Bazele principale ale încălzirii prin radiaţie a halelor mari.* Epűletgepeszet (R.P.U.), ian. 1963.
[3] MACSKASY A.: *Încălzirea spaţiilor mari prin radiaţie.* Industrie thermique et aeraulique (Franţa), dec. 1965.
[4] SKUNCA I.: *Comparaţia economică a unei încălziri cu aer cald care foloseşte combustibil gazos şi cu radiaţie la o hală industrială.* Heizung — Lűftung — Haustechnik (R.F.G.), ian. 1961.
[5] ANDJULOVICI AL., GEORGESCU ST.: *Confortul termic în clădiri*, Bucureşti, Editura tehnică, 1966.
[6] ANDJULOVICI AL.: *Izolarea termică optimă a clădirilor blindate.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, sept. 1967.
[7] RIETSCHEL şi RAISS: *Tehnica încălzirii şi ventilării.* Bucureşti, Editura tehnică, 1967.
[8] GEORGESCU ST.: *Influenţa confortului termic în dimensionarea elementelor de construcţii şi stabilirea temperaturii de calcul a aerului interior pe timpul iernii.* Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, dec. 1967.
[9] GUSER N. M.: *Iluminatul natural al clădirilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

Unele probleme privind încălzirea prin radiație a halelor industriale

Conf. ing. N. N. Drăghici

Constatările și măsurătorile făcute asupra unor instalații cu radiație realizate în ultimii ani la noi în țară au arătat că există posibilități de a îmbunătăți proiectarea și executarea acestor instalații și de a le mări eficacitatea. În continuare, analizăm aceste posibilități.

1. ÎNCHIDEREA HALELOR

În cazul unei hale (clădiri) corect închise, schimbul natural de aer este proporțional cu gradul de neetanșeitate a clădirii și cu diferența de temperatură între interior și exterior, care dă naștere unui gradient de presiune în interior, pozitiv sau negativ. Diferența de presiune între interior și exterior mai este provocată și de acțiunea vînturilor. Numărul orar de schimburi de aer pe oră, *n*, exprimat în funcție de volumul clădirii (V/h), datorită neetanșeității acesteia, este extrem de variabil. Din datele indicate în diferite lucrări de specialitate rezultă următoarele cifre orientative : clădiri de locuit $n = 0{,}5 - 1$; clădiri industriale $n = 1 - 1{,}5$; hale foarte înalte, neetanșe, cu o circulație intensă prin uși $n = 3\ V/h$.

Curenții de aer rece proveniți din infiltrația aerului prin neetanșeitățile ușilor și ferestrelor exterioare sînt foarte dăunători. La aceștia se adaugă uneori curenții de convecție formați la suprafața interioară rece a pereților vitrați, în special în cazul ferestrelor simple. Pentru aceeași diferență de temperatură între interior și exterior, viteza aerului de-a lungul suprafețelor interioare ale unei hale va fi cu atît mai mare, cu cît elementele constructive care delimitează exteriorul halei sînt mai permeabile la căldură.

Constatările practice arată că pentru hale închise, cu etanșare normală, realizabilă cu posibilitățile actuale, vitezele curenților de aer în zonele ocupate de oameni au valori care se pot neglija din punctul de vedere al confortului termic. De asemenea, se pot neglija și vitezele curenților convectivi provocați de suprafețele de încălzire.

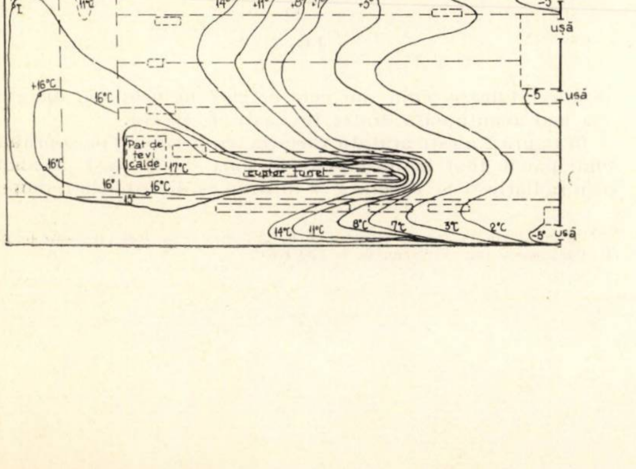
La halele semideschise, cu uși cu frecvență mare de deschidere, trebuie prevăzute perdele de aer cald la uși.

Pentru a asigura condiții de confort acceptabile este esențial ca prin construcția și montajul ferestrelor și ușilor să fie asigurată o etanșeitate cît mai bună, iar pe timpul iernii, ușile, ferestrele și luminatoarele să fie închise. Este de la sine înțeles că o hală deschisă nu poate fi încălzită. Totuși, în multe cazuri, aceste cerințe esențiale nu sînt îndeplinite ; ușile rămîn deschise ore întregi (fără perdele de aer cald), iar ferestrele și luminatoarele nu se pot închide complet.

De exemplu, halele laminoarelor noi de la Hunedoara au fost executate inițial cu luminatoarele și cu ferestrele de la partea superioară parțial deschise.

În figura 1 este redat aspectul izotermelor la 1,5 m de la pardoseală, în hala U. M. Iași încălzită cu panouri radiante *. Din cauza celor patru uși de pe fronton, care stau deschise aproape în permanență, și a unor geamuri sparte, temperatura interioară de-a lungul halei a prezentat variații de la -5°C, lîngă frontonul cu uși deschise, pînă la $+16$°C la capătul opus (fără uși), cînd afară erau -11°C. Aspectul izotermelor este influențat și de existența cuptorului-tunel și a patului de țevi calde (în aceste zone nu s-au montat panouri radiante).

Fig. 1. Aspectul izotermelor în hala U.M. Iași, la 1,5 m de la pardoseală cînd temperatura exterioară era $t_e = 11$°C



2. IZOLAREA TERMICĂ A HALELOR

La clădirile moderne, în general, și mai ales la halele industriale, suprafața de perete exterior opac s-a redus atît de mult față de suprafața ferestrelor și ușilor, încît izolarea porțiunilor opace ale pereților exteriori nu mai prezintă o importanță practică deosebită, întrucît nu modifică sensibil coeficientul termic echivalent al clădirii.

Prin coeficient termic echivalent al unei clădiri se înțelege coeficientul de transmitere a căldurii K_e (kcal/m²h grd) al unei clădiri fictive avînd aceleași dimensiuni cu clădirea considerată, însă construită dintr-un material omogen astfel ales, încît, în aceleași condiții interioare și exterioare, pierderile totale de căldură Q ale clădirii considerate (reale) și ale celei fictive să fie identice ; deci se poate scrie :

$$Q = (K_1 F_1 + K_2 F_2 + \ldots + K_n F_n)(t_i - t_e) = K_e F (t_i - t_e)$$

de unde :

$$K_e = \frac{Q}{F(t_i - t_e)} = \frac{(K_1 F_1 + K_2 F_2 + \ldots K_n F_n) A}{F}$$

în care :

$K_1, K_2 \ldots K_n$ sînt coeficienți de transmisie a căldurii prin diferitele elemente ale clădirii (pereți, ferestre etc.), în kcal/m² h grd ;
$F_1, F_2, \ldots F_n$ — suprafețele acestor elemente, în m² ;
$F = F_1 + F_2 + F_n$ — suprafața exterioară totală a clădirii ;
A — un factor care rezultă din sporurile de orientare, vînt, întrerupere a funcționării, prevăzute de normativele și stasurile în vigoare.

Coeficientul termic echivalent K_e depinde direct de proprietățile termice ale materialelor folosite la construcția halei și indirect de forma și dimensiunile halei (în special de înălțime). Cu cît o clădire este construită din elemente mai ușoare, mai subțiri, mai bune conducătoare de căldură, cu suprafețe transparente mari etc., cu atît coeficientul K_e va fi mai mare și pierderile de căldură vor fi mai mici. În consecință, micșorarea valorii K_e aduce importante economii de investiții și exploatare și totodată îmbunătățește condițiile de confort.

Se știe că acoperișul dă pierderile cele mai mari, deoarece suprafața lui este de cîteva ori mai mare decît aceea a pereților exteriori, iar diferența de temperatură dintre aerul interior și cel exterior este mai mare la acoperiș decît în restul halei. De aceea, micșorarea lui K_e pentru o hală cu pereți vitrați se poate obține, în primul rînd, prin izolarea acoperișului. Iarna, această izolare a acoperișului are și avantajul că evită condensarea vaporilor, iar vara evită supraîncălzirea aerului din hală prin căldura radiată de acoperiș.

Ponderea pierderilor prin acoperiș, în bilanțul termic al clădirii crește cînd scade înălțimea halei, de aceea halele joase necesită o izolare mai bună a acoperișului decît halele înalte.

Cercetînd o serie de hale cu pereți exteriori vitrați și luminatoare mari și continue, am găsit pentru coeficientul termic echivalent următoarele valori : halele laminoarelor noi de la Hunedoara, cu structură metalică și acoperișul din tablă ondulată neizolat, $K_e = 4{,}8$; hala de fabricație a Uz. Republica-București, cu structură metalică și acoperiș din tablă ondulată neizolat, $K_e = 4{,}4$; hala trăgătoriei de oțel moale din Buzău, cu structură metalică și acoperiș din plăci de beton autoclavizat izolate termic, $K_e = 3{,}5$; hala trăgătoriei de oțel tare de la Cîmpia Turzii, cu structură metalică și acoperiș din plăci de beton autoclavizat izolate termic, $K_e = 3,35$; hala de fabricație a Uz. Metalurgice-Iași, cu structură metalică și acoperiș din plăci de beton autoclavizat izolate termic, $K_e = 3,15$. În general, se constată că pentru hale puțin vitrate și cu acoperișul izolat, $K_e = 1,5-3,5$, iar pentru o hală cu ferestre pe întreg conturul, cu luminătoare mari și cu acoperișul neizolat, $K_e = 3,5-5$.

---

* Măsurătorile au fost făcute de ing. D. Ghițescu și ing. V. Nenu de la INCERC.

Calculele arată că la hale avînd $K_e > 3,5$, pentru a realiza o încălzire generală la o temperatură $t_i \geqslant 12°C$ este necesar ca agentul termic să aibă o temperatură $t_f \geqslant 150°C$; la $t_i > 12°C$ și $t_f < 150°C$, suprafața și numărul corpurilor de încălzire necesare devin atît de mari, încît aceste corpuri nu pot fi amplasate judicios din lipsa de spațiu disponibil (fără să mai vorbim de neeconomicitatea unei astfel de soluții).

Prin izolarea acoperișului și a zonei fără ferestre a pereților laterali (cînd există o astfel de zonă) pînă la valori $K < 1,5$ se poate obține reducerea coeficientului K_e pînă la valori $K_e < 3,5$.

Materialele și metodele moderne de izolare prin torcretarea materialului izolant pe suprafața pereților de orice natură reduc considerabil costul izolației, față de metodele și materialele clasice de izolare. Totodată, materialele izolante folosite în tehnica modernă au o greutate specifică redusă, așa încît dificultățile legate de încărcarea fermelor nu mai constituie o problemă. În aceste condiții, proiectarea și executarea acoperișurilor fără o bună izolație termică sînt inadmisibile.

3. TEMPERATURA AGENTULUI TERMIC

Panourile radiante folosite la noi pînă în prezent au fost dimensionate pentru o cădere de temperatură de la 150 la 70°C, deci pentru o temperatură medie a apei de 110°C, la care corespunde o putere de radiație de 1 000 kcal/m²h (la $t_i = 12°C$).

Valoarea coborîtă a temperaturii medii a agentului termic a dus la un consum mai mare de metal și la un cost de investiție mai ridicat în comparație cu o instalație cu aeroterme. Acest neajuns poate fi diminuat dacă dimensionăm panourile pentru o cădere mai mică de temperatură, de exemplu de la 150 la 110°C. În acest caz, temperatura medie a agentului termic este 130°C, iar puterea de radiație a panoului este 1 300 kcal/m²h. (Corespunzător, se vor reduce consumul de metal și costul investiției.) Apa ieșită din panourile radiante la 110°C va fi utilizată în continuare în registrele montate sub ferestre și în instalațiile de încălzire convective din anexele halei, pentru care normele sanitare și de protecție a muncii limitează temperatura agentului termic. Corpurile de încălzire din aceste anexe vor fi dimensionate pentru o cădere de temperatură de la 110 la 70°C. În modul acesta, cantitatea de apă vehiculată în instalație va rămîne aceeași (corespunzătoare unei căderi de temperatură de la 150 la 70°C). Raportul între căderea de temperatură Δt_r folosită în panourile radiante și căderea de temperatură Δt_c din instalația convectivă este egal cu raportul dintre debitele de căldură ale instalațiilor respective $\Delta t_r/\Delta t_c = Q_r/Q_c$. În exemplul considerat s-a presupus $\Delta t_r = \Delta t_c = 40°C$, deci $Q_r = Q_c$, dar, în general, vom avea $Q_r \neq Q_c$. Este ușor de observat că situația cea mai avantajoasă pentru radiație se creează atunci cînd $Q_r < Q_c$. De exemplu, cînd $Q_r/Q_c = 2/6$ vom avea $\Delta t_r/\Delta t_c = 150-130/130-70$, deci temperatura medie a agentului termic în panouri va fi 140°C.

Mărirea temperaturii apei supraîncălzite peste 150°C, cît se obține la CET cu abur de 8 ata, nu o mai punem în discuție, deoarece se știe că pentru ciclurile cu aburi, termoficarea la temperaturi pese 200°C (15,85 ata) nu mai este avantajoasă.

Evident, cînd distanța pînă la CET este mică, panourile radiante vor fi alimentate cu abur de 8 ata (169,6°C).

4. CONSTRUCȚIA PANOULUI

Temperatura suprafeței radiante a panoului depinde de temperatura agentului termic, de distanța dintre țevi și de modul cum este realizat contactul între țevi și tabla deflectorului. De obicei, panourile radiante se construiesc din țevi cu diametrul de 1″. Diametrele mai mari sînt dezavantajoase în privința transmiterii căldurii, iar cele mai mici, în privința pierderilor de presiune și a posibilităților de sudură. Distanța între țevi se ia între 10 și 30 cm. Pentru hale cu caracteristici termice ridicate, cum sînt cele de care ne ocupăm, distanța cea mai avantajoasă dintre țevi este de 10 cm.

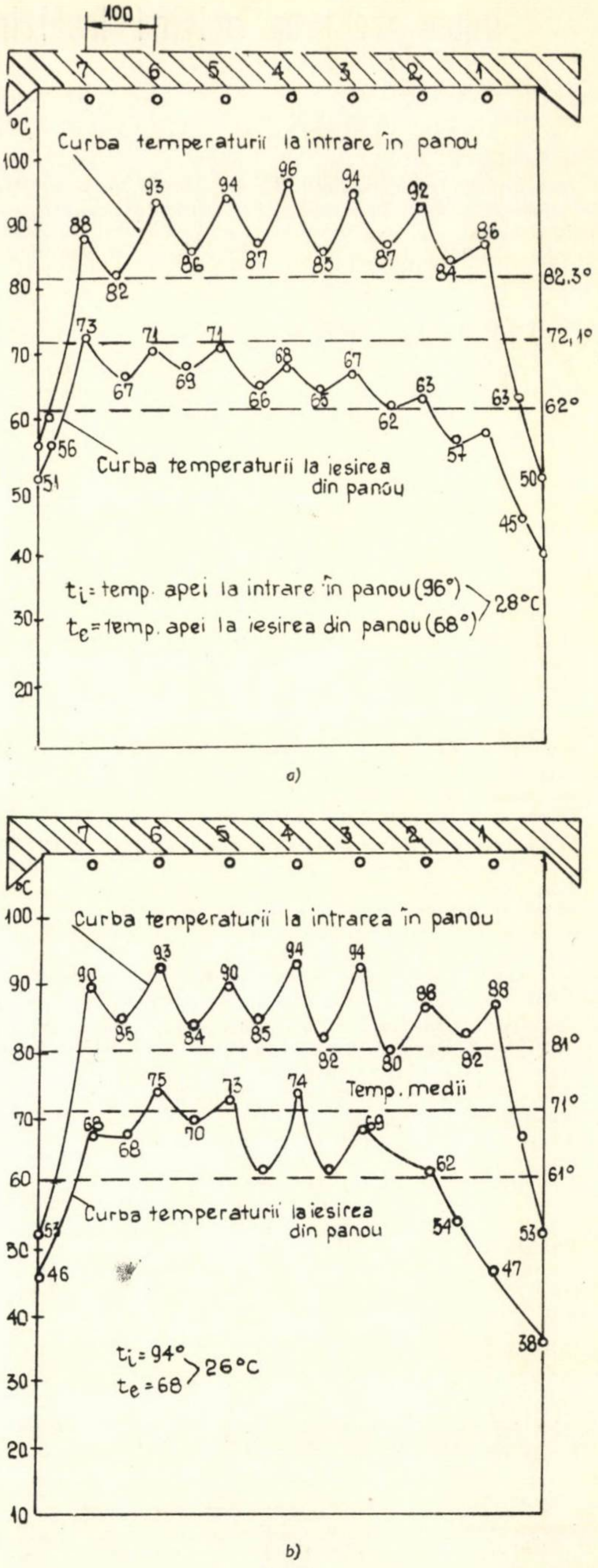


Fig. 2

În figura 2 a este arătată variația temperaturii pe suprafața unui panou luat la întîmplare în hala U. M. Iași, încălzită prin radiație *. Se constată că în timp ce distribuția tempera-

---

* Măsurătorile la care se referă figurile 2a, 2b și 3 au fost efectuate de ing. D. Ghițescu și ing. V. Nenu de la INCERC.

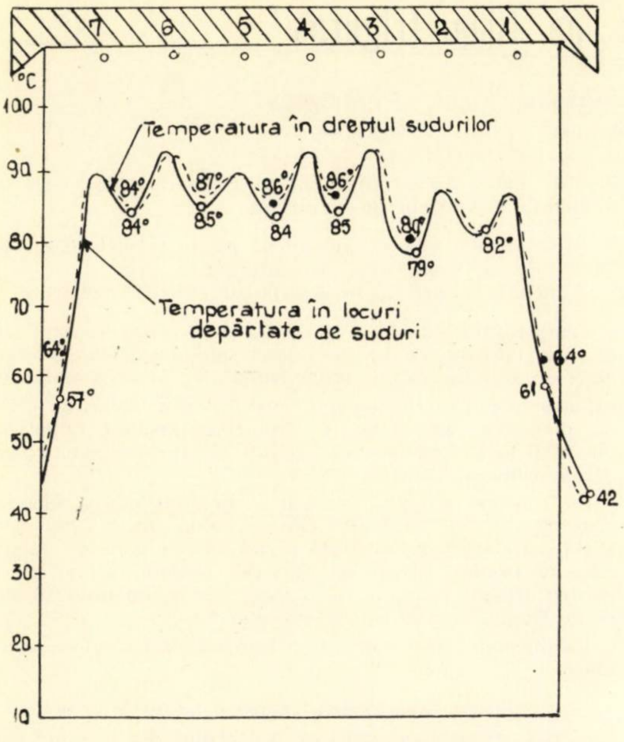


Fig. 3. Influența sudurilor asupra distribuției temperaturii superficiale a panourilor

turii la intrarea în panou este aproape normală, la ieșirea din panou este inegală. Aceasta înseamnă că circulația apei în țevile panoului este defectuoasă. Măsurătorile făcute la un al doilea panou din aceeași hală, situat la mare distanță de primul și alimentat prin altă linie de distribuție, duc la constatări asemănătoare (fig. 2 b). Cauza principală care determină această circulație defectuoasă constă în faptul că diametrul de 1 1/4″ pentru țevile de capăt ale panoului (care au rolul de distribuitor și colector) este prea mic. Diametrul acestor țevi de capăt trebuie să crească în funcție de numărul de țevi din care este compus panoul astfel : 1 1/4″ pentru 2—3 țevi ; 1 1/2″ pentru 4—5 țevi ; 2″ pentru 6—7 țevi.

Tot în scopul îmbunătățirii circulației agentului termic în panou este bine ca racordul de intrare și cel de ieșire să nu fie legate în aceeași parte a panoului, ci în opoziție (în diagonală).

Influența sudurilor asupra distribuției temperaturilor pe suprafața panoului este arătată în figura 3. Se vede că între punctele de sudură și zonele depărtate de suduri, diferența de temperatură atinge în medie 2°C. Această diferență mică de temperatură arată că distanța de 10—15 cm între punctele de sudură este bine aleasă și că avantajele ce s-ar obține printr-o sudură continuă nu compensează dificultățile de execuție ale unui astfel de panou (cost ridicat și pericol de deformare).

Pentru echilibrarea pierderilor de presiune pe diferitele ramuri ale rețelei de distribuție este bine să se folosească (dacă este posibil) un singur tip de panou, iar lungimile panourilor să nu depășească 25—30 m.

5. COMBINAREA PANOURILOR RADIANTE CU REGISTRE, RADIATOARE SAU CONVECTOARE

La hale cu caracteristici termice ridicate și care nu necesită o ventilare mecanică, încălzirea se poate realiza avantajos combinînd panourile radiante montate sub acoperiș cu registre, radiatoare sau convectoare montate sub ferestrele pereților exteriori ai halei. Avantajul acestei soluții decurge din faptul că, la aceeași temperatură a agentului termic, un metru pătrat de panou radiant montat vertical pe un perete exterior cedează mediului înconjurător o cantitate de căldură mult mai mică decît aceea pe care o cedează un registru dublu, un radiator sau un convector cu aceeași suprafață frontală de un metru pătrat.

De exemplu la o temperatură medie a agentului termic $t_f = 100°C$, un metru pătrat de panou de tipul din figura 1 montat vertical, cedează în total 648 kcal/m^2 (prin radiație și convecție cu $\alpha_r = 5{,}62$ și $\alpha_c = 6{,}28$), în timp ce un metru pătrat de radiator de fontă 624—4 (STAS 1976—1950) cedează 3 360 kcal/h cînd $t_i = 15°C$. Prin urmare, în exemplul considerat, pentru același debit de căldură, panourile radiante ocupă o suprafață de aproximativ cinci ori mai mare decît cea pe care ar ocupa-o radiatoarele de fontă. Aceasta se datorește faptului că un radiator cu o suprafață frontală de un metru pătrat are o suprafață de încălzire mult mai mare decît cea corespunzătoare unui metru pătrat de panou radiant și în același timp temperatura medie a suprafeței radiatorului este mai ridicată decît cea a panoului (pentru $t_f = 100°C$ și $t_i = 15°C$, temperatura medie a suprafeței panoului este $t_{mp} \approx 69°C$, iar cea a radiatorului este $t_{mp} \approx 83°C$).

În consecință, prin combinarea panourilor radiante cu registre, radiatoare sau convectoare se reduce consumul de metal și se micșorează cheltuielile de investiție și cele de exploatare prin reducerea consumului de energie al pompelor de circulație a apei. Totodată, această soluție este impusă și de faptul că o mare parte din spațiul de sub acoperiș trebuie să rămînă liber pentru montarea corpurilor de iluminat și pentru luminatul natural și în consecință spațiul disponibil pentru montarea panourilor radiante este limitat. Ca urmare, la halele moderne, cu caracteristici termice ridicate, acoperirea pierderilor de căldură numai prin panouri radiante nu este posibilă din lipsa de spațiu pentru montarea întregii suprafețe radiante necesare. Această situație obligă la completarea panourilor radiante cu registre, convectoare etc. De exemplu, la halele de care ne-am ocupat am montat registre duble sub ferestrele exterioare pe întreg conturul halei. Raportul între suprafața de încălzire a registrelor și suprafața radiantă a panourilor montate în aceste hale este : 0,32 la Uz. Republica ; 0,23 la hala TOM Buzău ; 0,34 la hala TOT-2 Cîmpia Turzii ; 0,28 la hala U.M. Iași.

6. CONCLUZII

Instalațiile de încălzire prin radiație realizate în ultimii ani la noi în țară au arătat că acest sistem de încălzire prezintă avantaje incontestabile față de sistemele convective. Totodată, constatările și măsurătorile efectuate asupra acestor instalații au pus în lumină o serie de deficiențe în proiectarea și executarea halelor și a instalațiilor de încălzire aferente. Măsurile și soluțiile propuse permit îmbunătățirea confortului și reducerea substanțială a cheltuielilor de investiție și exploatare.

Posibilităţi de injectare pe timp friguros *

Ing. V. Dascălu, I. 4 C.M. Iaşi
ing. A. Cuciureanu, Inst. politehnic Iaşi
ing. A. Drăghici, I.4 C.M. Iaşi

1. INTRODUCERE

Continuitatea lucrărilor de execuţie în tot timpul anului impune adeseori realizarea lucrărilor de precomprimare şi injectare pe timp friguros ($t_{ext} < 0°C$). În aceste cazuri executarea unei injectări de calitate impune rezolvări corespunzătoare, dat fiind caracterul prin excelenţă umed al acestei operaţii.

În normele noastre din 1965 [1] sînt precizate condiţiile tehnologice şi temperaturile minime care trebuie obligatoriu menţinute pentru a se evita o execuţie necorespunzătoare a injectării, care ar pune sub semnul întrebării calitatea protecţiei armăturii postîntinse. Recomandările sînt însă restrînse la cazul în care $t_{ext} > 0°C$ în timpul injectării şi cinci zile după, putînd coborî la $-5°C$, cu condiţia ca peste zi să se menţină cel puţin 5 ore la minimum $+5°C$.

Cînd nu se pot realiza condiţiile menţionate în normativ se recomandă amînarea operaţiilor de injectare, luîndu-se o serie de măsuri care să prevină corodarea fasciculelor sub tensiune; amînarea se poate prelungi pe o perioadă de 60 de zile [1].

Întrucît nu există posibilităţi practice de control al stării armăturii după scurgerea acestei perioade, considerăm că există un risc apreciabil prin amînarea injectării, ale cărei consecinţe pot fi dintre cele mai neplăcute.

În alte ţări s-au realizat injectări pe timp friguros ($t_{ext} < 0°C$), prin respectarea unor măsuri similare celor prevăzute în normativele noastre, utilizîndu-se totodată adaosuri speciale pentru mortarul de injectare [2]. Faptul că ulterior s-a renunţat la această tehnologie vorbeşte de la sine despre ineficienţa adaosului folosit.

Necesitatea predării în termen a unor obiective industriale din oraşul Iaşi a impus continuarea lucrărilor de beton precomprimat — respectiv şi a operaţiilor de injectare — şi în perioada cînd temperatura exterioară a coborît mult sub 0°C. Experimentarea tehnologiei prevăzute în normativ şi extinderea prevederilor normativului la temperaturi exterioare sub $-10°C$ au format obiectul cercetărilor tehnologice ** efectuate cu ocazia execuţiei grinzilor precomprimate ($L = 18$ m) de la Fabrica de biscuiţi — Complexul de morărit Iaşi — în perioada decembrie 1966 — ianuarie 1967.

2. DESCRIEREA EXPERIMENTĂRILOR

În vederea menţinerii grinzilor injectate la o temperatură de minimum $+5°C$, grinzile au fost depozitate la sol în grupe de cîte patru bucăţi (fig. 1), construindu-se deasupra lor o incintă închisă, în două variante:

- incintă din folie de polietilenă pe un schelet simplu pe şipci de lemn, uşor demontabil;
- incintă cu prelată de doc pe un schelet similar.

Temperatura exterioară coborînd mult sub 0°C, incintele au fost încălzite cu ajutorul unei microinstalaţii compuse dintr-un injector cu motorină cuplat la un distribuitor de căldură în lungul elementelor, executat din tuburi de tablă cu diametru mare (fig. 2). Protecţia grinzilor împotriva încălzirii locale excesive s-a realizat cu ajutorul unor plăci de azbociment.

La capetele grupului de grinzi, în continuarea incintei acoperite, a fost construită cîte o cabină (fig. 3) din plăci P.F.L. şi polietilenă, montată pe un schelet de lemn, cabine care au asigurat spaţiul necesar, atît pentru injector, cît şi pentru utilajul de injectare. Aceleaşi cabine au fost utilizate şi în timpul operaţiilor de precomprimare.

La injectare, fiecare incintă a fost încălzită timp de patru zile:

- o zi pentru preîncălzirea grinzii şi matarea ancorajelor;
- trei zile pentru întărirea mortarului de injectare (injectarea efectuîndu-se în ziua a doua a ciclului).

Înaintea operaţiei de injectare au fost încălzite canalele cu apă caldă, în una sau două reprize.

În cursul experimentărilor s-au urmărit şi înregistrat zilnic (6—8 măsurători pe zi) următoarele date:

- temperatura exterioară;
- temperatura incintei în diferite puncte, verificîndu-se în special temperaturile minime (în punctele cele mai de jos ale incintei);
- temperatura apei de încălzire la intrarea şi ieşirea din canal;
- temperatura apei de preparare a mortarului;
- temperatura cimentului;
- temperatura mortarului de injectare în agitator, la electropompa de injectat şi la ieşirea din canal;
- fluiditatea mortarului la intrarea şi ieşirea din canal.

În figura 4 sînt prezentate rezultatele acestor observaţii pentru două perioade:

— 1—15 decembrie 1966, perioadă caracterizată prin temperaturi exterioare medii cuprinse în limitele $+1°C \ldots -6°C$ (minima înregistrată în această perioadă fiind $-10°C$);

Fig. 1. Asamblarea grinzilor prefabricate grupate în pachete

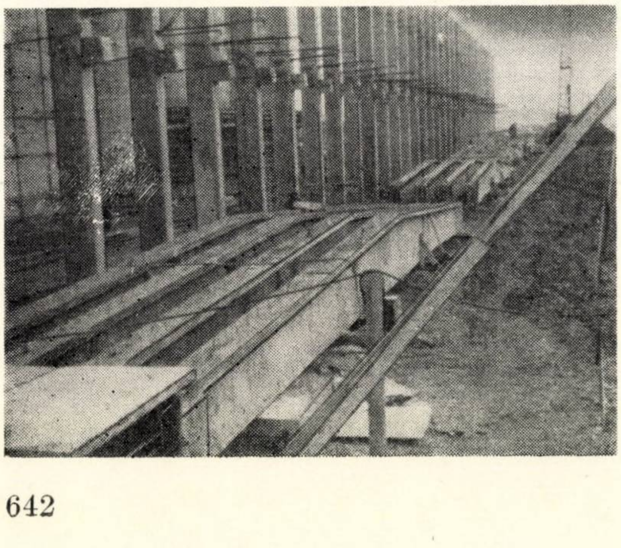
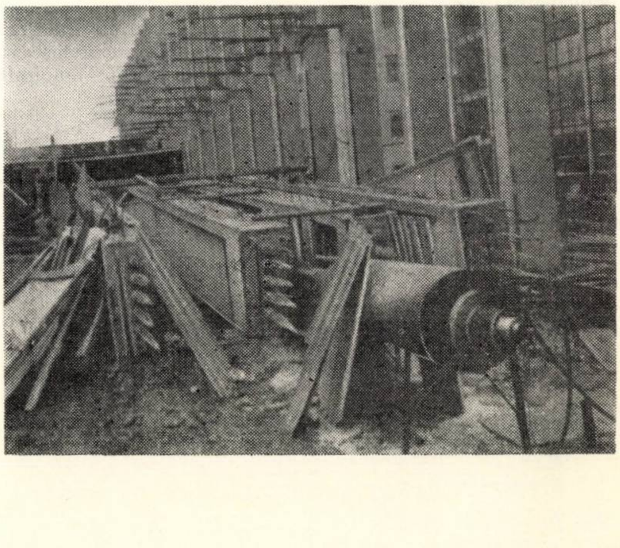


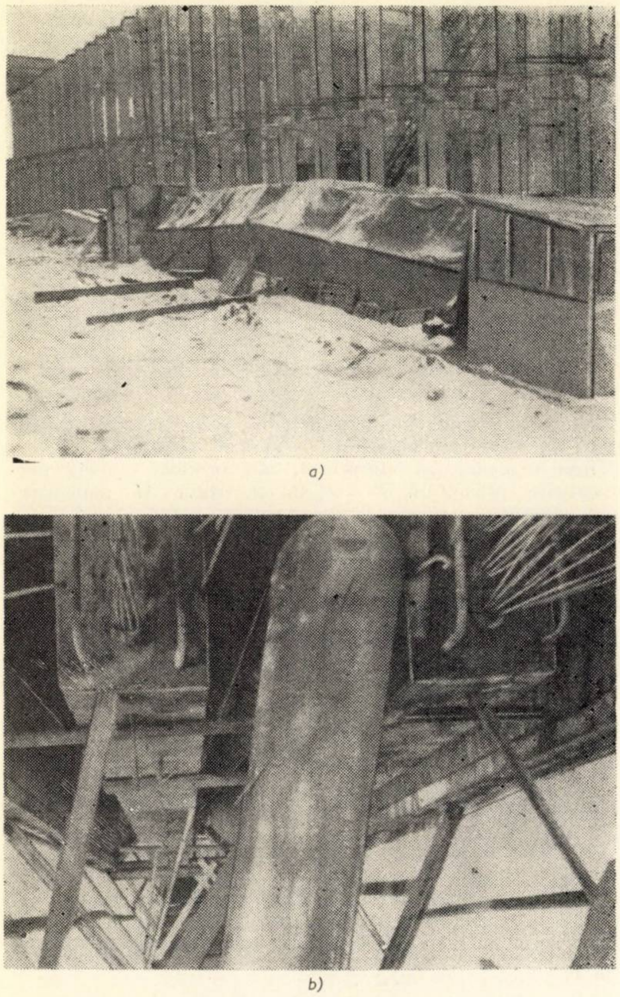
Fig. 2. Instalaţia folosită pentru încălzirea incintei



---

* Comunicare prezentată la a VIII-a Sesiune ştiinţifică a Institutului politehnic Iaşi, 28—30 septembrie 1967.

** Experimentarea s-a efectuat în colaborare cu catedra de beton armat de la Institutul politehnic Iaşi.


a)

b)

Fig. 3. Amenajarea incintelor

a. soluția de incintă cu prelată de doc (vedere de ansamblu);
b. soluția de incintă din folie de polietilenă (vedere din interior)

— 1 — 15 ianuarie 1967, perioadă caracterizată prin temperaturi exterioare medii cuprinse în limitele —3°C... ... —13,4° (cu temperatura minimă înregistrată de —18°C). În prima perioadă, canalele au fost încălzite cu apă caldă introdusă în două reprize, la o temperatură de circa +62°C și eliminată la circa +20°C. Mortarul de injectare a fost preparat cu apă caldă (+39°... +47°C), obținîndu-se o temperatură a amestecului de circa +37°C, temperatura acestuia coborînd la +30°... +35° în momentul intrării în canal. Căderea de temperatură a mortarului între punctele de intrare și ieșire din canal a fost de 10°... 15°C. Deși canalele au fost suflate cu aer comprimat după încălzirea cu apă, fluiditatea mortarului la ieșirea din canal a crescut puțin în raport cu fluiditatea de la intrare. Menținerea unor temperaturi medii în incintă de +17°... + + 33°C, minimele înregistrate (în punctele cele mai de jos) fiind de peste +5°C, a asigurat realizarea unei injectări de calitate.

Temperaturile exterioare mult mai scăzute din a doua perioadă (1 — 15 ianuarie 1967) au impus luarea unor măsuri suplimentare:

— asigurarea unei temperaturi mai ridicate a incintei;

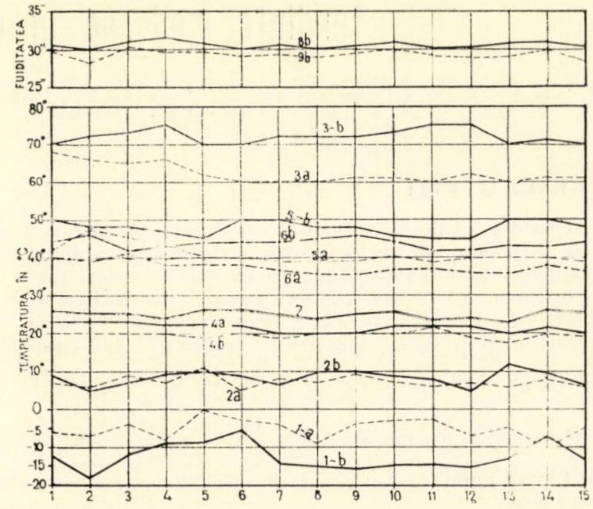


Fig. 4. Temperaturi și fluidități înregistrate în cursul experimentărilor

1. temperatura exterioară minimă; 2. temperatura minimă în incintă; 3—4. temperatura apei de încălzire la intrarea — respectiv ieșirea din canal; 5. temperatura apei de amestec; 6. temperatura mortarului preparat; 7. temperatura mortarului la ieșirea din canal; 8—9. fluiditatea mortarului la intrarea — respectiv ieșirea din canal, exprimată prin timpul de scurgere prin pîlnia etalon

Observații:

a — Prima jumătate a lunii decembrie 1966 ($t_{ext} > 10^\circ C$); *b* — prima jumătate a lunii ianuarie 1967 ($t_{ext} < 10^\circ C$)

— încălzirea canalelor cu apă caldă la +70... +80°C*;
— asigurarea unei temperaturi mai ridicate a mortarului de injectare;
— controlul mai riguros al condițiilor de lucru.

Rezultatele aplicării acestor măsuri sînt prezentate în diagramele din figura 4 (curbele notate cu *b* se referă la a doua perioadă). Variația fluidității mortarului între punctele de intrare și ieșire din canal a fost mult mai mică, urmare directă a faptului că după încălzirea canalelor cu apă, acestea au fost suflate cu aer comprimat cald (+30°... +45°C).

3. CONCLUZII

Pe baza experienței acumulate și a rezultatelor obținute rezultă că există posibilitatea ca, în condițiile actuale de organizare a șantierelor, aplicînd procedee simple și cu cheltuieli suplimentare reduse, să se efectueze — cu rezultate bune — injectarea pe timp friguros a canalelor armăturilor postîntinse pentru sisteme asamblate din elemente prefabricate sau preturnate pe șantier.

Sistemul adoptat a fost generalizat în cadrul lucrărilor de beton precomprimat de la Intreprinderea nr. 4 de construcții și montaje Iași.

Bibliografie

[1] * * * *Normativ pentru injectarea pe timp friguros a canalelor pentru fascicule pretensionate la elemente de beton precomprimat, C. 64—65.*
[2] * * * *Bèton prècontraint, Procèdès Freyssinet*, Documents STUP, Specifications techniques.

---

* În cazul unor temperaturi exterioare mai scăzute (cazul II urmărit de autori) se recomandă ca încălzirea canalelor să se facă cu apă încălzită pînă la maximum +60°C, deoarece temperaturi mai mari ale apei pot duce la fisuri în lungul canalelor, datorită diferenței prea mari de temperatură între interiorul canalului și exteriorul elementului, cînd temperatura în incintă ar coborî sub +20°C (*nota redacției*).

Tendințe moderne în construcția meselor vibrante

Ing. Gh. Pană

. GENERALITĂȚI

Una din tendințele actuale în construcția meselor vibrante este utilizarea vibrațiilor orizontale neliniare, în apropierea regimului de rezonanță, fapt care impune o tratare deosebită la proiectarea și executarea lor. Tratarea deosebită a acestor tipuri de mese vibrante este impusă de faptul că ele lucrează în apropierea regimului de rezonanță, adică raportul $\frac{P_0}{\omega} = 0{,}9\ldots0{,}97$.

Deoarece valoarea raportului $\frac{P_0}{\omega}$ se apropie foarte mult de 1, vom numi acest regim, regim de rezonanță a sistemului considerat.

Sistemul de acționare a meselor vibrante cu vibrații orizontale se deosebește mult de sistemul de acționare a meselor vibrante cu vibrații pe verticală, deoarece, la primele, forțele de inerție sînt mult mai mici.

Crearea regimului de rezonanță la forțe inerțiale apreciabile duce la apariția de tensiuni mari în organele mașinii și implicit la scăderea durabilității ei. Din acest motiv este indicată obținerea de amplitudini mari, eficiente din punctul de vedere al comportării betoanelor în domeniul de rezonanță, amplitudini care se obțin mult mai simplu cu ajutorul forțelor inerțiale mici.

Folosirea vibratoarelor cu inerție mică la acționarea meselor vibrante duce la necesitatea luării unor măsuri menite să asigure funcționarea echilibrată a motorului în domeniul rezonanței și la menținerea unui astfel de regim pentru întreaga mașină.

Rezolvarea acestei probleme foarte importante în construcția meselor vibrante de tipul amintit se poate face cu ajutorul ecuațiilor diferențiale neliniare, care reflectă lucrul meselor vibrante și care trebuie alcătuite cu luarea în considerație a acțiunii sistemului vibrator asupra electromotorului de putere limitată. De aceea, un rol important îl joacă alegerea caracteristicilor mecanice ale motorului de acționare, deoarece la una și aceeași putere a motorului, dar la caracteristici mecanice diferite, se pot obține diferite condiții de realizare a regimului de rezonanță.

Totuși, cu toate că alegerea motorului de acționare a meselor vibrante cu vibrații orizontale, în regim de rezonanță, prezintă unele dificultăți, ele au început să fie preferate meselor vibrante cu vibrații pe verticală. Aceasta, deoarece experiențele făcute de către unele firme competente din Franța, R.F.G., U.R.S.S., au condus la obținerea unor rezultate foarte importante pentru industria de prefabricate.

Dintre avantajele pe care le prezintă mesele vibrante cu vibrații orizontale, față de cele cu vibrații pe verticală, se menționează :

a) puterea instalată este de circa 1 kW/1 t beton ;
b) consumul specific de energie este de aproape cinci ori mai mic ;
c) la oprirea mesei vibrante, elementul prefabricat nu mai fisurează în zona armăturilor ;
d) indicele greutate/capacitate este mai mic ;
e) zgomotul produs în timpul funcționării meselor vibrante cu vibrații orizontale este de 10–15 decibeli, adică mult mai redus decît la cele cu vibrații pe verticală.

S-a mai constatat prin măsurători că, pe lîngă amplitudinile orizontale, apar și amplitudini verticale $A_V = A_H\left(\frac{1}{3}\ldots\frac{1}{5}\right)$, care contribuie la accelerarea procesului de vibrare și la obținerea unei compactări de calitate.

În construcția meselor vibrante cu vibrații orizontale în regim de rezonanță merită să fie evidențiată activitatea profesorilor sovietici Lebedev M. N. și Lialinov A. N., de la Institutul de construcții din Leningrad, care au elaborat o metodă de calcul și au proiectat asemenea mese vibrante. Capacitatea meselor vibrante concepute de ei a ajuns la 40 t și ele funcționează la Intreprinderea de prefabricate din orașul Kirov, regiunea Leningrad.

II. METODE DE CALCUL

A. Metoda Lebedev-Lialinov

Schema de calcul a parametrilor principali ai acestor tipuri de mese vibrante este redată în figura 1.

Masa m modelează vibratorul, care produce o forță perturbatoare orizontală $P = P_0 \sin \omega t$. Masa M modelează rama vibrantă cu forma și amestecul de beton. Arcul liniar C_0 modelează tampoanele elastice fixate pe marginea ramei vibrante.

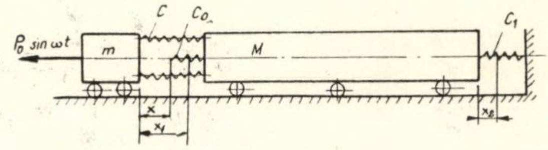


Fig. 1

În poziția de echilibru al sistemului exista un joc Δ_3 între vibrator și tampoane sau întindere inițială Δ_H a arcului C. La mișcarea sistemului, în momentul începerii contactului vibratorului cu tampoanele, arcurile C în primul caz vor fi întinse cu mărimea $\Delta = \Delta_3$, iar în al doilea caz vor fi comprimate cu mărimea $\Delta = -\frac{C_0 - C}{C_0}\Delta_H$.

Arcul elastic C_1 servește pentru menținerea sistemului în poziția dată. În calcule, C_1 nu se ia în considerație.

În procesul de vibrare, sistemul vibrator poate să se afle în contact cu tampoanele de cauciuc, precum și despărțit de ele.

În primul caz, ecuațiile diferențiale ale mișcării, sistemul este :

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_1 &= -C(x_1 - x_2 - \Delta) - C_0(x_1 - x_2) + P_0 \sin \omega t \\ M\ddot{x}_2 &= C(x_1 - x_2 - \Delta) + C_0(x_1 - x_2). \end{aligned} \tag{1}$$

In al doilea caz ele vor avea forma :

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_1 &= -C(x_1 - x_2 - \Delta) + P_0 \sin \omega t \\ M\ddot{x}_2 &= C(x_1 - x_2 - \Delta). \end{aligned} \tag{2}$$

La scrierea ecuațiilor nu au fost luate în considerație rezistențele neelastice de care se va ține seamă la cercetarea vibrațiilor de rezonanță (frecarea cu aerul, în lagăre, cuplaje).

Relațiile (1) și (2) pot fi puse sub o formă mult mai simplă și anume :

$$m\ddot{x}_1 + M\ddot{x}_2 = P_0 \sin \omega t. \tag{3}$$

În cazul vibrațiilor libere, ecuația (3) stabilește numai distanța dintre vibrator și rama care se deplasează.

Dacă în ecuațiile (1) și (2) se face substituția $x = x_1 - x_2$ se obține :

pentru mișcarea în contact

$$\ddot{x} = -\frac{C_0 + C}{m}\cdot\frac{M + m}{M}\,x + \frac{\Delta C}{m}\cdot\frac{M + m}{M} + \frac{P_0}{m}\sin \omega t; \tag{4}$$

pentru mişcarea separată

$$\ddot{x} = -\frac{C}{m}\,\frac{M+m}{M}\,x + \frac{\Delta C}{m}\,\frac{M+m}{M} + \frac{P_0}{m}\sin\omega t. \quad (5)$$

Ecuaţia diferenţială (3) reprezintă mişcarea centrului de masă al sistemului, iar ecuaţiile diferenţiale (4) şi (5) reprezintă mişcarea vibratorului în raport cu masa vibrantă propriu-zisă.

Ecuaţiile diferenţiale (4) şi (5) pot fi puse sub forma:

$$\begin{aligned} \ddot{x} + \lambda_0^2\, x &= \lambda^2\Delta \\ \ddot{x} + \lambda^2\, x &= \lambda^2\Delta \end{aligned} \quad (6)$$

unde:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{C_0 + C}{m}\cdot\frac{M+m}{M}}; \qquad \lambda = \sqrt{\frac{C}{m}\cdot\frac{M+m}{M}}.$$

Prin integrarea ecuaţiilor diferenţiale (6) şi (7), punînd condiţii iniţiale şi la limită, se obţin:

1. Amplitudinile absolute ale vibratorului şi ale mesei:

$$\begin{aligned} a_V &= \frac{k}{Q_V}\cdot\frac{2\,\omega^2\,\mu}{(\lambda_0^2 - \lambda^2)\,\psi_0\, r}\cdot\frac{\lambda_0 + \lambda}{2\,\lambda} \\ a_M &= \frac{m}{M}\cdot a_V \end{aligned} \quad (8)$$

unde:

k este momentul cinetic al debalansorului;

Q_V — greutatea vibratorului;

μ — o funcţie cosinusoidală de ω, λ_0 şi λ;

ψ_0 — coeficient de absorbţie a energiei pentru tampoanele de cauciuc.

Aceste formule obţinute pentru amplitudini se completează cu condiţiile date de vibraţiile de rezonanţă la joc nul şi de relaţia pentru puterea de acţionare a mesei vibrante corespunzătoare energiei disipate în arcuri şi tampoane.

2. Lucrul mecanic efectuat de forţele perturbatoare în decursul unei perioade:

$$L = 2P_0\int_0^{t_1}\dot{x}_K \sin\omega t\, dt + 2\,P_0\int_0^{t_2}\dot{x}_0\sin\omega t\, dt \quad (9)$$

unde:

$\dot{x}_K = \lambda_0\left(a + \frac{\lambda^2}{\lambda_0^2}\Delta\right)\sin\lambda_0 t$ este viteza vibratorului în contact cu tampoanele, iar

$\dot{x}_0 = \lambda(a - \Delta)\sin\lambda t$ viteza vibratorului separat de tampoane.

Rezolvînd integralele formulei (9), se obţine:

$$L = P_0\, a_0\, \mu \quad (10)$$

în care:

a este cea mai mare depărtare a vibratorului la tampoanele elastice;

a_0 — cea mai mare comprimare a tampoanelor elastice.

3. Puterea de acţionare a mesei vibrante:

Pentru determinarea lui a_V şi N trebuie cunoscut coeficientul de absorbţie al energiei ψ_0 în tampoanele de cauciuc (pentru cauciuc tehnic $\psi_0 = 0{,}6\ldots0{,}8$).

Puterea N şi momentul cinetic k al debalansorului depind de raportul mărimilor $\frac{\lambda_0}{\lambda}$.

Schema constructivă de principiu a acestui tip de masă vibrantă este redată în figura 2.

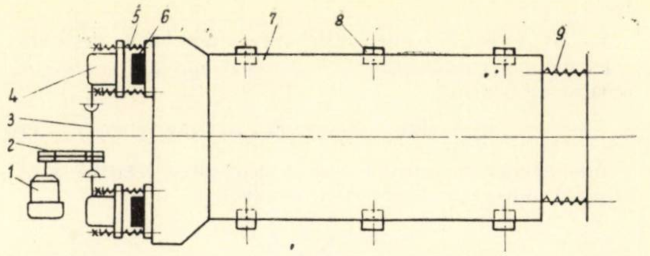


Fig. 2

1 – Motor electric; *2* – transmisie prin curele trapezoidale; *3* – transmisie cardanică; *4* – vibratoare; *5* – arcuri elicoidale de legătură; *6* – tampoane de cauciuc; *7* – masa vibrantă propriu-zisă; *8* – sistemul de rezemare a mesei vibrante; *9* – arcuri elicoidale pen'ru menţinerea mesei în poziţia dată

B. Metoda simplificată

Pentru determinarea parametrilor de rezonanţă a meselor vibrante cu vibraţii orizontale neliniare se poate utiliza o metodă mai simplă, care constă din următoarele:

a) se scriu ecuaţiile diferenţiale ale mişcării, fără a se lua în consideraţie valoarea forţei perturbatoare;
b) se determină perioada de oscilaţie liberă a sistemului considerat şi se pune condiţia ca ea să fie egală cu perioada forţei perturbatoare;
c) se stabileşte o relaţie care, satisfăcută de parametrii sistemului, asigură vibraţiile de rezonanţă;
d) se alege valoarea forţei perturbatoare în aşa fel încît perioada de oscilaţie să coincidă sau să fie apropiată de perioada de oscilaţie a sistemului considerat.

După cum este cunoscut, rezonanţa este un fenomen în general nedorit şi ea apare atunci cînd perioada oscilaţiilor libere ale sistemului coincide cu perioada forţei vibratoare,

$$T_r = \frac{2\pi}{\omega}. \quad (1)$$

Schema de calcul pentru determinarea perioadei vibraţiilor libere este reprezentată în figura 3, unde:

m este masa vibratorului;
k_1 — coeficientul de rigiditate a arcului de legătură;
M — masa mobilă redusă, în special forma cu beton;
k_2 — coeficientul de rigiditate a tamponului de cauciuc;
x — deplasarea relativă a mesei vibratorului de tamponul de cauciuc;
x_1 şi x_2 — deplasarea corespunzătoare a mesei vibratorului şi respectiv a mesei mobile, în special forma cu beton faţă de un reper fix.

Ecuaţiile diferenţiale de echilibru ale mişcării se pot scrie astfel:

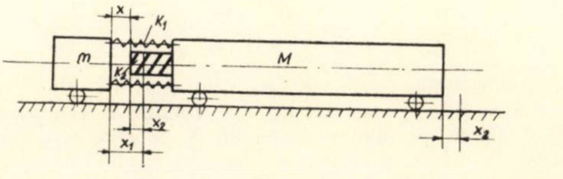
a) în cazul existenţei unui joc între vibrator şi tamponul de cauciuc:

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_1 &= -k_1(x_1 - x_2) + F \\ M\ddot{x}_2 &= k_1(x_1 - x_2) - F \end{aligned} \;;\quad x \geqslant 0; \quad (2)$$

b) în cazul contactului între vibrator şi tamponul de cauciuc:

$$\begin{aligned} m\ddot{x}_1 &= -(k_1 + k_2)(x_1 - x_2) + F \\ M\ddot{x}_2 &= (k_1 + k_2)(x_1 - x_2) - F \end{aligned} \;;\quad x < 0, \quad (3)$$

Fig. 3



unde :

$F = K_1\Delta$ este forţa de prestrîngere a arcului de legătură.

Făcînd suma ecuaţiilor (2) sau ecuaţiilor (3) se obţine ecuaţia echivalentă :

$$m\ddot{x}_1 + M\ddot{x}_2 = 0 \qquad \text{pentru orice } x. \tag{4}$$

Din schema de calcul reiese că deplasarea relativă x reprezintă diferenţa deplasărilor absolute x_1 şi x_2

$$x = x_1 - x_2.$$

Introducînd această relaţie în expresiile (2) şi (3) şi făcînd împărţirea cu masa respectivă la fiecare ecuaţie, se obţine :

$$\left.\begin{aligned} \ddot{x}_1 &= -\frac{k_1}{m}\,x + \frac{F}{m} \\ \ddot{x}_2 &= \frac{k_1}{M}\,x - \frac{F}{m} \end{aligned}\right\}; \quad x \geqslant 0 \tag{2'}$$

$$\left.\begin{aligned} \ddot{x}_1 &= -\frac{k_1 + k_2}{m}\,x + \frac{F}{m} \\ \ddot{x}_2 &= \frac{k_1 + k_2}{M}\,x - \frac{F}{m} \end{aligned}\right\}; \quad x < 0; \tag{3'}$$

scăzînd a doua ecuaţie din prima, la fiecare sistem, se obţine :

$$\ddot{x}_1 - \ddot{x}_2 = -\left(\frac{k_1}{m} + \frac{k_1}{M}\right)\,x + \frac{F}{m} + \frac{F}{M} \tag{2''}$$

$$\ddot{x}_1 - \ddot{x}_2 = -\left(\frac{k_1 + k_2}{m} + \frac{k_1 + k_2}{M}\right)x + \frac{F}{m} + \frac{F}{M}. \tag{3''}$$

iar în final două ecuaţii în care va apare numai x şi derivata sa :

$$\begin{aligned} &\ddot{x} + \left(\frac{k_1}{m} + \frac{k_1}{M}\right)x - \left(\frac{F}{m} + \frac{F}{M}\right) = 0; \quad x \geqslant 0 \\ &\ddot{x} + \left(\frac{k_1 + k_2}{m} + \frac{k_1 + k_2}{M}\right)x - \left(\frac{F}{m} + \frac{F}{M}\right) = 0; \quad x < 0. \end{aligned} \tag{5}$$

Ecuaţia diferenţială (4) determină caracterul vibraţiilor (prin construcţia dispozitivului sau instalaţiei) şi exprimă proporţionalitatea dintre deplasare şi masă :

$$\frac{x_1}{x_2} = -\frac{M}{m}. \tag{6}$$

Vibraţiile mişcării mesei sînt cuprinse în ecuaţia diferenţială de echilibru (5).

Făcînd unele substituiri în ecuaţiile (5), acestea se pot scrie mai concentrat, astfel :

$$\left.\begin{aligned} &\ddot{x} + \beta_2^2\,x - p = 0; \quad x \geqslant 0 \\ &\ddot{x} + \beta_1^2\,x - p = 0; \quad x < 0 \end{aligned}\right. \tag{7}$$

unde

$$\beta^2 = \sqrt{\frac{k_1}{m} + \frac{k_1}{M}}; \quad \beta_1 = \sqrt{\frac{k_1 + k_2}{m} + \frac{k_1 + k_2}{M}};$$

$$p = \frac{F}{m} + \frac{F}{M}. \tag{8}$$

Să analizăm cazul extrem, cînd $p = 0$.

Pentru $p = 0$, sistemul este în situaţie de echilibru, iar jocul dintre vibrator şi tamponul de cauciuc este egal cu zero.

Rezolvarea ecuaţiilor diferenţiale de echilibru poate avea următorul aspect :

$$\left.\begin{aligned} x &= \lambda \sin \beta_1 t; \qquad x < 0 \\ x &= \theta \sin \beta_2 t; \qquad x \geqslant 0. \end{aligned}\right. \tag{9}$$

Durata mişcării sistemelor pe fiecare dintre cele două etape alcătuiesc :

$t_1 = \dfrac{\pi}{\beta_2}$ (cînd sistemul este detaşat de tampoanele de cauciuc),

$t_2 = \dfrac{\pi}{\beta_1}$ (cînd sistemul este în contact cu tampoanele de cauciuc).

Perioada de oscilaţie a sistemelor cu vibraţii libere se determină din egalitatea :

$$T_l = \frac{\pi}{\beta_2} + \frac{\pi}{\beta_1}. \tag{10}$$

Conform formulelor (1) şi (10) se obţine echilibrul pentru determinarea parametrilor sistemelor care asigură vibraţiile de rezonanţă :

$$\frac{1}{\eta_1} + \frac{1}{\eta_2} = 2 \tag{11}$$

în care

$$\eta_i = \frac{\beta_i}{\omega} \quad (i = 1,2).$$

Astfel, dacă parametrii sistemului satisfac egalitatea (11), iar jocul în sistem este egal cu zero, atunci perioada oscilaţiilor libere ale sistemelor coincide cu perioada forţelor perturbatoare. Acestea vor asigura vibraţia de rezonanţă a sistemului.

Este necesară studierea uneia dintre particularităţile principale ale sistemelor considerate şi anume aceea că mărimea β_1 nu se supune determinării precise, deoarece k_2 şi M nu pot fi stabilite exact. Aceasta înseamnă că valoarea reală a lui β_1 va fi puţin diferită faţă de cea rezultată din calcul.

În cazul cînd $\beta_1 > \beta_{1C}$, atunci $T_l < \dfrac{2\pi}{\omega}$.

O analiză mai aprofundată a mişcării arată că alegerea corespunzătoare a lui p, pentru cazul considerat, face ca T_l să se apropie de $\dfrac{2\pi}{\omega}$. În acest fel, prin schimbarea mărimii jocului în sistem, se facilitează apariţia unor vibraţii intensive ale masei sistemului (mărirea jocului duce la mărirea amplitudinii vibraţiilor vibratorului şi ale mesei vibrante).

Din expresiile (8) şi (11) se pot determina valorile η_1 şi η_2 :

$$\begin{aligned} \eta_1 &= \frac{\beta_1}{\omega} = \sqrt{\frac{k_1 + k_2}{m\,\omega^2} \cdot \frac{M + m}{M}} = \sqrt{\frac{k_1 + k_2}{m\omega^2}\left(1 + \frac{G_1}{G_2}\right)} \\ \eta_2 &= \frac{\beta_2}{\omega} = \sqrt{\frac{k_1}{m\,\omega^2} \cdot \frac{M + m}{M}} = \sqrt{\frac{k_1}{m\,\omega^2}\left(1 + \frac{G_1}{G_2}\right)}. \end{aligned} \tag{12}$$

Cu ajutorul relaţiilor (12) se determină coeficienţii de rigiditate pentru arcurile de legătură dintre vibrator şi masa propriu-zisă şi pentru tampoanele de cauciuc :

$$k_1 = \eta_2^2\, m\,\omega^2 \frac{1}{1 + \dfrac{G_1}{G_2}}, \tag{13}$$

$$k_2 = \eta_1^2\, m\,\omega^2 \frac{1}{1 + \dfrac{G_1}{G_2}} - k_1. \tag{14}$$

Expresia pentru amplitudinea maselor care vibrează se poate scrie astfel :

a) pentru vibrator :

$$A_1 = \frac{M_C}{G_1} \nu. \qquad (15)$$

b) pentru masa vibrantă :

$$A_2 = A_1 \frac{G_1}{G_2}, \qquad (16)$$

unde :

M_C este momentul cinetic al vibratorului ;
G_1 — greutatea vibratorului ;
G_2 — greutatea ramei vibratoare, în special forma cu beton ;
ν — coeficient de întărire a amplitudinii.

Ținînd seamă de faptul că nu se cunosc calitățile de disipație ale tampoanelor de cauciuc, acest coeficient trebuie determinat pe calc experimentală corespunzător materialului. Trebuie menționat că valoarea acestui coeficient este influențată și de capacitatea portantă a mesei vibrante.

Greutatea părții care vibrează, conform literaturii de specialitate, se determină cu relația :

$$G_2 = G_f + G_B + s\,G_b, \qquad (17)$$

în care

G_f este greutatea formei ;
G_B — greutatea ramei vibrante ;
G_b — greutatea betonului din formă ;
s — coeficient care ține seamă că o parte din greutatea betonului se găsește în stare suspendată ($s = 0{,}4 \ldots 0{,}5$).

Valorile lui η_1 sînt indicate de literatura de specialitate între limitele $1 < \eta_1 < 2$, valoarea optimă urmînd să fie determinată experimental.

Experiențele efectuate pînă în prezent de către firme competente din Franța, R.F.G. și U.R.S.S. au arătat că pentru valori $\eta_1 > 1{,}5$ s-a constatat o segregare a betonului din formă spre partea vibratorului și în consecință asemenea valori nu sînt indicate. Adică valorile lui η_1 trebuie să fie mai mici de 1,5.

Exemplu de calcul

Acesta constă din indicații privind aplicarea practică a relațiilor teoretice stabilite anterior, pentru determinarea parametrilor principali ai unei mese vibrante cu vibrații orizontale neliniare, în regim de rezonanță.

Exemplu : să se calculeze parametrii principali pentru următoarele date inițiale :

— Greutatea vibratorului	$G_1 = 160$ N
— Greutatea părții care vibrează	$G_2 = 610$ N
— Amplitudinea adoptată pentru masă	$A_2 = 0{,}5$ mm
— Modulul de elasticitate dinamic al cauciucului	$E_c = 10^3 \dfrac{\text{N}}{\text{cm}^2}$
— Numărul de oscilații ale vibratorului	$f = 2800 \dfrac{\text{vibr.}}{\text{min.}}$
— Numărul de arcuri elicoidale de legătură dintre vibrator și masa propriu-zisă (se ia constructiv și se verifică)	$n = 8$ buc.

Momentul cinetic al vibratorului, pentru $\nu = 7{,}5$, se determină cu ajutorul relației (15) :

$$M_C = \frac{A_1 \cdot G_1}{\nu} = \frac{0{,}1908 \cdot 160}{7{,}5} = 4\ N\,cm$$

$$A_1 = A_2 \frac{G_2}{G_1} = 0{,}5 \frac{610}{160} = 1{,}908 \text{ mm}.$$

(din literatura de specialitate $\nu = 6 \ldots 10$).

Valoarea lui η_2 se determină cu ajutorul relației (11)

$$\eta_2 = \frac{1}{2 - \dfrac{1}{\eta_1}} = \frac{1}{2 - \dfrac{1}{1{,}5}} = 0{,}75.$$

Rigiditatea arcurilor de legătură a vibratorului de rama vibrantă se calculează cu relația (13)

$$k_1 = \eta_2^2\, m\omega^2 \frac{1}{1 + \dfrac{G_1}{G_2}} = 0{,}75^2 \frac{160}{981} 300^2 \frac{1}{1 + 0{,}263} =$$

$$= 6\,500 \frac{N}{cm}\ ; \quad \omega = \frac{2\pi f}{60} = \frac{2\pi}{60} \cdot 2\,800 = 300 \frac{\text{rad}}{\text{s}} \cdot$$

În acest caz, rigiditatea unui singur arc va fi :

$$k_0 = \frac{k_1}{n} = \frac{6\,500}{8} = 815 \frac{N}{cm} \cdot$$

Rigiditatea tampoanelor de cauciuc se determină cu ajutorul formulei (14) :

$$k_2 = \eta_1^2\, m\,\omega^2 \frac{1}{1 + \dfrac{G_1}{G_2}} - k_1 = 1{,}5^2 \cdot 160 \cdot 300^2 \frac{1}{\left(1 + \dfrac{160}{610}\right) 981} - 6\,500$$

$$k_2 = 23\,200 \frac{N}{cm} \cdot$$

Dacă se adoptă inițial înălțimea tamponului de cauciuc ($H = 30$ mm), atunci înălțimea de calcul se stabilește cu relația :

$$H_C = H - \frac{H}{8} = 30 - \frac{30}{8} = 26{,}4 \text{ mm}$$

(această relație este dată în literatura de specialitate).

Suprafața tamponului de cauciuc se determină cu relația :

$$S = \frac{k_2 \cdot H_C}{E_C} = \frac{23\,200 \cdot 2{,}64}{10^3} = 61{,}3 \text{ cm}^2$$

deci

$$\boxed{S = 61{,}3 \text{ cm}^2}$$

Se alege forța perturbatoare P a cărei perioadă de oscilație să coincidă sau să fie apropiată de perioada de oscilație liberă a sistemului.

Studiul comportării în timp, în condiţii de laborator şi exploatare, a unor betoane cu răşini sintetice fără lianţi minerali *

Ing. I. Ionescu
I. C. M. P. C.

Betoanele şi mortarele cu răşini sintetice — fără lianţi minerali — sînt materiale de construcţie noi, în a căror compoziţie intră răşini sintetice, plus agenţi întăritori (în anumite cazuri şi un plastifiant sau un plastifiant reactiv) şi agregatul corespunzător (denumit generic şi material de umplutură), care poate fi agregat mineral obişnuit, un agregat special sau un agregat mixt rezultat din combinarea în anumite proporţii a agregatelor minerale obişnuite cu agregatele speciale.

Împărţirea noilor materiale în betoane şi mortare s-a făcut prin analogie cu materialele clasice, în funcţie de limita maximă a dimensiunii agregatelor folosite. De regulă, materialele cu agregat fin 0—3 sau 0—5 mm sînt denumite mortare, iar cele cu agregat mai mare, betoane, cu observaţia că această clasificare nu este unanim acceptată şi unii autori numesc materialele cu agregat fin 0—3 mm betoane cu agregat fin, betoane fine, microbetoane sau pur şi simplu betoane.

Clasificarea noilor tipuri de materiale se face, în general, după tipul liantului sau lianţilor organici folosiţi. Astfel, sînt cunoscute :

— betoane şi mortare pe bază de răşini furanice, din care o utilizare pe scară mai mare au căpătat-o materialele pe bază de monomer furfurol-acetonă ,,FA'' ;
— betoane şi mortare pe bază de răşini epoxidice ;
— betoane şi mortare pe bază de răşini poliesterice ;
— betoane şi mortare pe bază de răşini fenolformaldehidice ;
— betoane şi mortare pe baza a două din răşinile menţionate etc.

Caracteristic pentru acest tip de betoane şi mortare este faptul că liantul mineral, apa de amestec şi diversele adaosuri folosite la prepararea materialelor clasice sînt complet înlocuite de răşina folosită ca liant organic.

În prezenta lucrare sînt redate unele rezultate ale cercetărilor privind obţinerea betoanelor pe bază de răşină furanică, monomer furfurol-acetonă (FA) ; răşină fenolformaldehidică de tip L.S.1 sau pe bază de monomer FA şi răşină L.S.1.

În compoziţia lianţilor organici, pentru fiecare tip de beton intră răşina sintetică folosită, diluantul întăritorului (furfurolul în prezenta lucrare) şi întăritorul (acidul benzensulfonic), sub acţiunea căruia, după amestecul în proporţiile stabilite la prepararea betonului, se produce polimerizarea monomerului FA, a răşinii L.S.1, sau a monomerului FA şi răşinii L.S.1 şi ca atare întărirea betonului ([2], [3], [4], [8]).

1. MATERIALELE FOLOSITE ÎN STUDIILE DE LABORATOR ŞI APLICAŢII INDUSTRIALE CU CARACTER EXPERIMENTAL

La prepararea betoanelor şi mortarelor care fac obiectul prezentei lucrări s-au utilizat următoarele materiale :

1. răşinile furfurol-acetonică monomerul ,,FA'' şi fenolformaldehidică de tip L.S.1 produse în R.S. România ;

2. acidul benzensulfonic A.B.S^z. ca agent întăritor ;

3. furfurolul — F^z ca diluant pentru A.B.S. şi pentru îmbunătăţirea umectării agregatului cu răşină, în scopul obţinerii unei aderenţe superioare în sistemul răşină-agregat (*Z* = procentele de diluant şi întăritor utilizate, fiind cele rezultate ca optime pe baza cercetărilor anterioare de laborator) ;

4. agregatul mineral de balastieră — A 1 — spălat, cu conţinut în SiO$_2$ peste 85 % şi agregatul mineral de carieră, nisip sau pietriş de cuarţ spălat — A 2 — cu conţinut în SiO$_2$ peste 98,5 %, sorturile 0—3, 0—7 şi 7—15 mm ;

5. agregat mineral : piatră concasată de granit — A 3 — sau de bazalt — A 4 — sorturile 1—4, 4—8 şi 8—15 mm ;

6. agregate speciale, pilitură de fier (sau floare de cui) — Fc — cu granulaţia în limitele 0,7—4,00 mm, deşeu industrial ; carbură de siliciu — Cs — cu granulaţie 0,16—2,00 mm şi electrocorindon — EC — cu granulaţia 0,06—1,6 mm ;

7. filer — F 1 — nisip de cuarţ spălat utilizat în industria sticlei, cu conţinut de SiO$_2$ peste 98,5 % şi granulaţie 0,04—0,15 mm ;

8. filer — F 2 — făină de cuarţ măcinat, cu granulaţie sub 0,5 mm, din care peste 90 % în limitele 0,04—0,15 mm filer — F 3 — bazalt măcinat şi filer special — F 4 — cocs de furnal înalt, măcinate aproximativ la aceeaşi fineţe ca filerul F 2.

2. INFLUENŢA COMPOZIŢIEI BETOANELOR ŞI MORTARELOR ASUPRA PROPRIETĂŢILOR MATERIALELOR ÎNTĂRITE

2.1 — În cadrul studiilor asupra proprietăţilor betoanelor pe bază de răşini sintetice fără lianţi minerali, publicate anterior ([2], [3], [4], [5], [6]), s-a stabilit că folosind monomerul FA sau monomerul FA şi răşina L.S.1 şi diverse tipuri şi compoziţii granulometrice de agregate la prepararea mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice, cele mai bune rezultate sub aspect tehnico-economic se obţin atunci cînd la compoziţia granulometrică optimă a agregatului recomandată pentru mortarele şi betoanele de ciment se foloseşte un adaos de material fin — filer — fracţiunea sub 0,2 mm, în proporţie de 8—30 %, ca material de umplutură (fig. 1 a—c), adaosul de filer contribuind la obţinerea următoarelor efecte pozitive :

— evitarea segregării componenţilor amestecului proaspăt în cazul folosirii răşinilor cu vîscozitate redusă, de exemplu, monomerul FA ;

— umplerea golurilor dintre granulele mai mari ale agregatului, pe cît posibil, cu un material mai accesibil ca preţ de cost şi posibilităţi de procurare şi nu cu răşină, care are un preţ de cost ridicat şi se procură mai greu ;

— obţinerea unui material dens, cu permeabilitate scăzută şi rezistenţe mecanice ridicate la un consum (dozaj) redus de răşină etc.

Trebuie observat că adaosul de filer trebuie stabilit cu multă atenţie, deoarece în cazul introducerii acestuia în exces în amestec creşte nejustificat consumul de răşină, din cauza suprafeţei specifice mari a materialului de umplutură, scade greutatea specifică a betonului sau mortarului şi în general se obţine un material cu rezistenţe mecanice mai reduse. Astfel, pentru fiecare compoziţie de agregat optimă corespunde un anumit procent de filer (fig. 1 b, c şi fig. 2). Mai trebuie reţinut că în cazul mortarelor şi betoanelor cu monomer FA sau monomer FA şi L.S.1, natura, compoziţia chimico-mineralogică şi puritatea agregatului folosit exercită o influenţă sensibilă asupra proprietăţilor finale ale materialului întărit, performanţele maxime obţinîndu-se (în ordine) prin folosirea ca agregat a cocsului de furnal înalt măcinat, a piliturii de fier cu corecţie, a bazaltului cu filer de cocs sau cuarţ măcinat, a electrocorindonului şi carburii de siliciu, a cuarţului cu grad înalt de puritate cu filer din cuarţ măcinat, urmînd apoi agregatul de balastieră şi granitul concasat, independent de tipul filerului etc. (tabelele 1, 2 şi fig. 3 a). În ce priveşte filerele, cele mai bune rezultate se obţin prin folosirea cocsului de furnal înalt măcinat şi,

---

* Lucrare efectuată sub conducerea prof. ing. C. N. Avram, membru corespondent al Academiei R. S. România, rectorul Institutului politehnic Timişoara. Comunicare prezentată la cea de a XIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Timişoara, 10—12.V.1968.

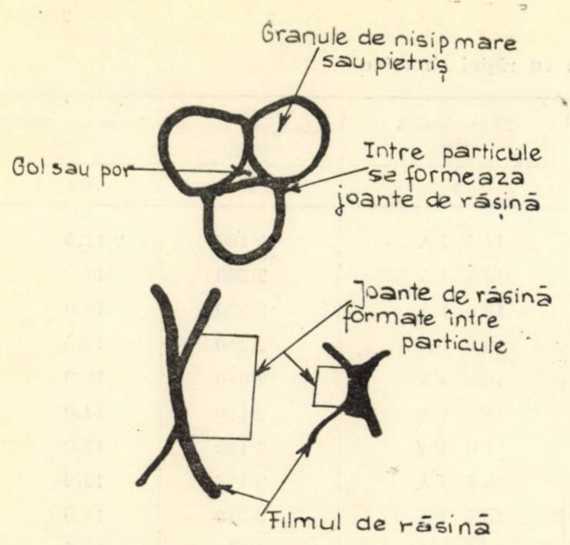


Fig. 1.a. Formarea structurii betonului sau mortarului cu răşini sintetice în cazul folosirii unui agregat cu volum mare de golari (monogranular)

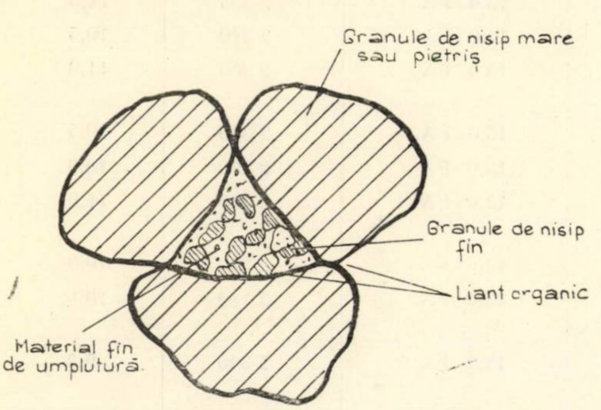
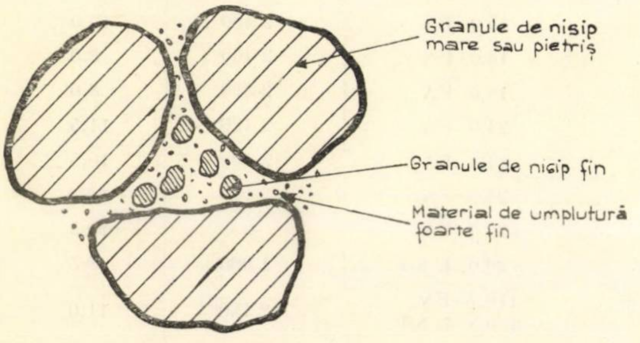


Fig. 1.b. Formarea structurii betonului sau mortarului cu răşini sintetice în cazul folosirii unui agregat cu compoziţie granulometrică judicios aleasă şi material de umplutură în cantitatea strict necesară

Fig. 1.c. Formarea structurii betonului sau mortarului cu răşini sintetice în cazul unui adaos exagerat de material de umplutură



în ordine, prin folosirea bazaltului şi a cuarţului măcinat, agregatele calcaroase sau cu granule calcaroase fiind total neindicate pentru acest tip de betoane.

Compoziţiile diverselor agregate, mortare şi betoane rezultate ca fiind optime pe baza încercărilor anterioare ([2], [3], [4], [5], [6], [7]) şi ale căror proprietăţi au fost urmărite timp mai îndelungat sînt redate în tabela 1.

2.2. Datele din tabelele 1 şi 2 şi figura 3 a — f arată că în cazul utilizării monomerului FA sau a monomerului FA şi a răşinii L.S.1, prin alegerea judicioasă a agregatului şi filerului corespunzător, la dozaje convenabile de răşină, se obţin la păstrarea în aer, în laborator, la temperatură normală, rezistenţe la întindere din încovoiere de 92—204 kgf/cm² la 7 zile, care continuă să crească în timp, atingînd la 28 de zile valori de 140—216 kgf/cm², iar rezistenţele la compresiune au valori de 500—950 kgf/cm² la 7 zile, respectiv de 650—1 050 kgf/cm² la 28 de zile, după care rezistenţele continuă să crească uşor în timp pînă la 2—3 ani pentru majoritatea compoziţiilor luate în studiu, cînd se obţin rezistenţe la compresiune de 800—1 100 kgf/cm². În cazul păstrării epruvetelor în apă la temperatură normală în intervalul de 24 de ore (decofrare—încercare), rezistenţele cresc în ritm mult mai lent, reprezentînd procentual, la încercările efectuate în intervalul 28—730 de zile, 50—60% din rezistenţele mecanice ale epruvetelor păstrate în aer în laborator. La păstrarea epruvetelor în exterior (pe terasa unei clădiri, de exemplu), rezistenţele sînt influenţate sensibil de temperaturile exterioare şi de volumul precipitaţiilor din perioada respectivă, rezistenţele unor asemenea epruvete avînd, de regulă, valori intermediare între cele care se obţin la încercarea epruvetelor păstrate în aer în laborator şi a celor păstrate în apă.

În condiţiile aceluiaşi regim de păstrare a epruvetelor şi la dozaje egale de răşină, tipul de filer folosit exercită o influenţă sensibilă (fig. 3 c—f), performanţele maxime obţinîndu-se în cazul folosirii cocsului de furnal înalt măcinat — F 4 — ca filer, după care urmează, în ordine, la valori practic egale, bazaltul — F 3 — şi cuarţul măcinat — F2. Cele mai slabe rezultate se obţin prin folosirea ca filer a nisipului cuarţos fin spălat — F 1 — care, pe baza observaţiilor făcute la microscop, este alcătuit din granule cu muchii şi feţe rotunjite, fapt care face ca aderenţa în sistemul răşină-filer să fie mult mai slabă decît în cazul filerelor obţinute prin concasare — F2 şi F3 — care sînt alcătuite din granule cu muchii vii şi suprafeţe rugoase. În cazul filerului special — F4 — este posibil ca creşterea rezistenţelor să fie favorizată, atît de fenomene fizice, cît şi de unele reacţii chimice de suprafaţă.

Rezistenţele mecanice ale epruvetelor în primele 30 de zile de la turnare (în condiţii identice de păstrare) sînt influenţate sensibil de procentul de întăritor utilizat (fig. 3 g—h).

Tratamentul termic la 50—70° timp de 10—12 ore pentru epruvetele în vîrstă de o zi are ca rezultat creşterea rapidă a rezistenţelor mortarelor şi betoanelor de acest tip, în sensul că la 3—7 zile se ating practic rezistenţele finale.

La imersarea în apă a epruvetelor conservate în aer, în laborator, 28 de zile se înregistrează scăderi de rezistenţă

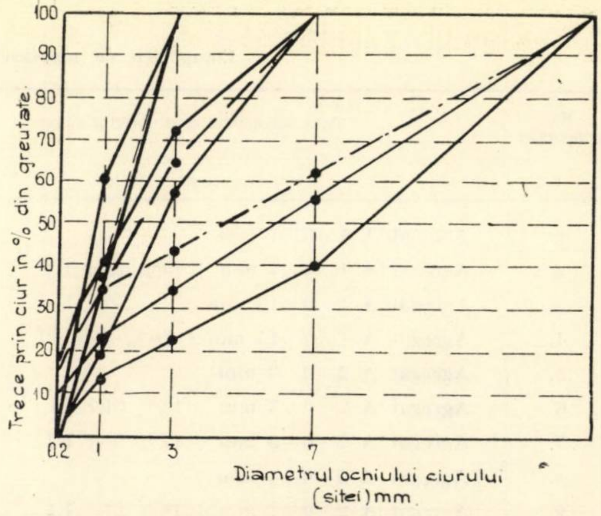


Fig. 2. Compoziţia granulometrică optimă pentru agregatele obişnuite folosite sau a agregatului de concasaj

— — — Curba nisipului folosit pentru mortarele şi betoanele monomer FA sau monomer F.A. şi L.S.1

——— Limite granulometrice STAS—1667 pentru betoane cu marca peste 250 kg/cm² şi pentru betoane folosite la elemente cu secţiuni mici

—·—·— Curba agregatului de rîu, carieră sau de concasaj folosit pentru betoane cu monomer F.A. sau monomer F.A. şi L.S.1.

Compoziții de mortare și betoane cu rășini sintetice

Nr. compoziției	Tipul agregatului și al filerului folosit	Rășina folosită (%)	Greutatea materialului proaspăt (kg/m³)	Tasare con standard (cm)
1	2	3	4	5
1.	Agregat A 1—0—7 mm	14,5 FA	2 180	11,5
2.	Agregat A 1—0—7 mm + 15% filer F1	14,5 FA	2 200	11,0
3.	Agregat A 1—0—15 mm	13,0 FA	2 230	11,0
4.	Agregat A 1—0—15 mm + 20% filer F1	13,0 FA	2 250	10,5
5.	Agregat A 2—0—3 mm	16,0 FA	2 040	12,0
6.	Agregat A 2—0—3 mm + 12% filer F1	16,0 FA	2 170	11,0
7.	Agregat A 2—0—3 mm + 12% filer F2	16,0 FA	2 180	11,0
8.	Agregat A 2—0—7 mm	14,5 FA	2 190	12,0
9.	Agregat A 2—0—7 mm + 16% filer F1	14,5 FA	2 310	11,0
10.	Agregat A 3—0—7 mm + 16% filer F2	14,5 FA	2 330	10,5
11.	Agregat F 2—0—7 mm + 16% filer F4	14,5 FA	2 200	10,0
12.	Agregat A 2—0—15 mm	15,0 FA	2 225	11,5
13.	Agregat A 2—0—15 mm + 20% filer F1	13,0 FA	2 340	10,5
14.	Agregat A 2—0—15 mm + 20% filer F2	13,0 FA	2 360	11,0
15.	Agregat A 2—0—15 mm + 10% filer F2 + 10% filer F4	13,0 FA	2 310	10,5
16.	Agregat A 2—0—15 mm + 20% filer F4	13,0 FA	2 290	10,0
17.	Agregat A 2—0—1 mm + A3—1—15 mm	13,0 FA	2 200	11,0
18.	Agregat A 2—0—1 mm + A3—1—15 mm +20% filer F2	13,0 FA	2 340	10,0
19.	Agregat A 2—0—1 mm + A4—1—15 mm	13,0 FA	2 180	10,5
20.	Agregat A 2—0—1 mm + A4—1—15 mm + 20% filer F2	13,0 FA	2 340	9,0
21.	Agregat A 2—0—1 mm + A4 —1—15 mm + 10% fier F2+10% filer F4	13,0 FA	2 300	8,5
22.	Agregat A 2—0—1 mm + A4—1—15 mm + 20% filer F4	13,0 FA	2 280	8,0
23.	Agregat A 4—0—15 mm + 20% filer F3	13,0 FA	2 240	9,0
24.	Agregat FC corectat cu A2 + F2	11,5 FA	3 290	10,0
25.	Agregat FC corectat cu A2 + F2	9,0 FA	3 780	9,0
26.	Agregat CS	15,0 FA	2 400	10,0
27.	Agregat CS corectat cu F2	16,0 FA	2 460	8,0
28.	Agregat EC	18,6 FA	2 390	8,0
29.	Filer F1	24,0 FA	2 120	11,5
30.	Filer F2	24,0 FA	2 100	10,5
31.	Filer F3	24,0 FA	2 100	10,0
32.	Filer F4	20,0 FA	—	10,5
33.	Agregat A2—0—3 mm + 10% filer F1	20,0 L.S.1	1 960	8,5
34.	Agregat A2—0—3 mm + 10% filer F1	10,7 FA 5,3 L.S.1	2 180	11,0
35.	Agregat A2—0—3 mm + 10% filer F1	8,0 FA 8,0 L.S.1	2 135	10,5
36.	Agregat A2—0—3 mm + 10% filer F1	5,3 FA 10,7 L.S.1	2 120	9,5
37.	Agregat A2—0—15 mm + 20% filer F1	8,7 FA 4,3 L.S.1	2 250	11,0
38.	Agregat A2—0—15 mm + 20% filer F1	6,5 FA 6,5 L.S.1	2 200	10,0
39.	Agregat A2—0—15 mm + 20% filer F1	4,3 FA 8,7 L.S.1	2 180	9,0

Tabela 2

Influenţa compoziţiei mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice asupra rezistenţelor mecanice ale epruvetelor păstrate în aer în laborator

Nr. compoziţiei din tabela 1	Rezistenţe mecanice la .... zile (kgf/cm^2)											
	Încovoiere						Compresiune					
	3	7	28	365	730	1100	3	7	28	365	730	1100
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	—	123,0	136,0	152,8	—	—	—	561	730	761	—	—
2	—	148,0	159,1	162,0	—	—	—	604	736	802	—	—
3	—	84,6	116,2	—	—	—	—	402	529	—	—	—
4	—	109,8	141,2	132,9	—	—	—	529	718	712	—	—
5	104,6	129,1	138,6	—	—	—	376	491	539	—	—	—
6	126,5	142,7	156,4	161,2	162,0	166,7	524	682	804	902	947	906
7	144,0	155,1	170,0	180,6	182,0	176,5	594	718	888	1012	1052	1061
8	73,0	89,6	112,2	118,5	122,4	—	262	389	628	684	682	—
9	138,4	160,8	173,6	181,0	174,2	180,6	643	729	826	906	888	876
10	131,0	159,0	172,6	184,5	180,1	182,6	601	738	830	918	962	948
11	124,5	153,8	166,9	185,2	187,0	188,6	562	694	816	967	948	971
12	57,2	64,6	98,3	129,8	—	—	216	329	527	628	—	—
13	121,0	145,0	156,0	156,1	159,4	160,2	536	668	704	802	796	802
14	118,6	120,0	148,7	152,7	151,0	162,9	683	729	752	806	762	824
15	112,0	116,0	145,0	156,0	152,0	161,4	648	715	826	906	934	902
16	130,0	152,6	161,2	164,0	172,6	168,1	625	728	785	928	975	954
17	57,2	64,5	98,6	—	—	—	218	339	531	—	—	—
18	115,6	138,9	149,2	—	—	—	395	502	689	—	—	—
19	88,2	105,9	129,3	140,2	142,4	140,8	401	506	628	682	706	704
20	116,4	120,1	160,7	168,4	170,2	171,6	540	693	807	868	884	902
21	135,0	148,2	164,2	192,5	194,0	198,1	844	872	941	1080	1084	1105
22	123,4	140,0	161,2	188,6	192,1	196,7	652	739	874	1126	1158	1142
23	115,4	122,7	152,5	159,6	162,4	164,0	572	708	816	906	894	926
24	171,7	183,5	195,0	240,0	—	—	825	923	979	1142	—	—
25	192,7	203,0	214,6	249,2	—	—	864	959	1017	1128	—	—
26	129,3	139,5	162,6	234,2	—	—	498	602	754	923	—	—
27	135,6	156,0	184,4	256,4	—	—	590	688	804	987	—	—
28	146,1	173,8	204,8	238,0	—	—	718	824	891	1067	—	—
29	87,2	121,4	151,0	248,6	251,4	252,8	511	650	891	1080	1104	1116
30	89,7	124,5	176,2	256,8	250,3	—	508	761	934	1132	1186	—
31	142,0	153,6	167,8	228,0	242,3	—	782	863	948	1154	1201	—
32	184,6	191,5	217,0	234,6	249,5	—	874	938	1042	1249	1288	—
33	—	42,6	68,2	87,4	90,2	—	—	207	312	420	448	—
34	80,0	101,6	124,9	140,7	140,0	142,4	490	628	729	834	829	806
35	78,6	94,8	108,9	143,1	144,9	149,5	412	618	728	814	842	892
36	—	78,5	108,7	130,4	132,8	134,5	—	513	657	764	782	794
37	60,3	96,3	126,4	137,0	140,5	142,0	390	502	644	781	796	835
38	55,6	75,7	104,6	127,4	128,1	129,5	421	507	586	748	765	772
39	—	51,6	82,4	122,6	126,1	128,9	—	479	602	702	716	725

cuprinse între 2—16%. Scăderile de rezistenţă se stabilizează în intervalul 28—90 de zile, după care se observă o uşoară tendinţă de creştere a rezistenţei (fig. 3 i).

2.3. La încercarea mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice, raportul Rpr/Rc scade cu creşterea raportului h/b dintre înălţimea prismei şi latura secţiunii transversale (secţiune de formă pătrată 10×10 cm) (fig. 4 a—c), scăderea fiind mai accentuată pentru h/b = 0,5—2,5, după care devine din ce în ce mai lentă. La compoziţii identice, valorile raportului Rpr/Rc sînt diferenţiate în funcţie de vîrsta de încercare a epruvetelor, diferenţe sensibile obţinîndu-se la încercările la vîrste mici 1, 3 şi 7 zile. În schimb, la 28 şi 90 de zile, pentru aceeaşi compoziţie, valorile sînt practic egale (fig. 4 a—c). De observat că la încercările efectuate la 28 şi 90 de zile, valorile raportului Rpr/Rc pentru mortare fine, betoane fine şi betoane sînt foarte apropiate : în limitele ±5—8% faţă de medie. Încercările efectuate pînă la vîrsta de 3 ani (fig. 4 c) au arătat că valorile raportului Rpr/Rc sînt mai mici decît valorile indicate în literatura de specialitate [1] pentru betoane de ciment (fig. 4 c), deşi betoanele de ciment de referinţă aveau rezistenţa la compresiune de 2,5—3,5 ori mai mică decît mortarele şi betoanele cu răşini sintetice.

2.4. Rezultatele încercărilor asupra permeabilităţii şi rezistenţei la îngheţ-dezgheţ repetat sînt parţial redate în tabela 3 şi indică, în general, performanţe bune şi foarte bune pentru majoritatea compoziţiilor de mortare şi betoane reţinute în studiu, independent de tipul filerului folosit. Rezultate mai puţin bune se obţin în cazul compoziţiilor de mortare şi betoane fără filer, aceasta deoarece procentul de răşină din compoziţie nu este totdeauna suficient pentru a umple integral volumul de goluri dintre agregate, astfel că se obţine o structură mai puţin compactă (mai poroasă).

2.5. Rezistenţa la şoc mecanic (determinată cu ciocanul Föpl) pe mortare şi betoane cu monomer FA înregistrează principala creştere în primele 7 zile de la turnare, iar valorile rezistenţei la şoc la 28 de zile sînt — pentru mortarele şi betoanele cu agregate obişnuite — de ordinul 30—55 kg/cm^2, ceea ce reprezintă de 5—8 ori mai mult decît la betoanele de ciment.

Pentru betoanele cu agregate speciale, rezistenţa la şoc mecanic atinge la 28 de zile 60—90 kg/cm^2, iar la mortarele cu agregat fin şi conţinut ridicat de răşină, circa 190 kg/cm^2. În cazul agregatului cuarţos A 2 se observă că rezistenţa la şoc mecanic creşte cu scăderea limitelor de granulaţie ale agregatelor şi în acelaşi timp cu creşterea dozajului de răşină (fig. 5 a). La aceeaşi compoziţie şi limite granulometrice, cele mai bune rezultate se obţin în cazul utilizării filerului — F2 — sau agregatului de concasaj — A 4 (curbele 6—7 şi 14—20 din fig. 5 a). Sporul de rezistenţă la şoc

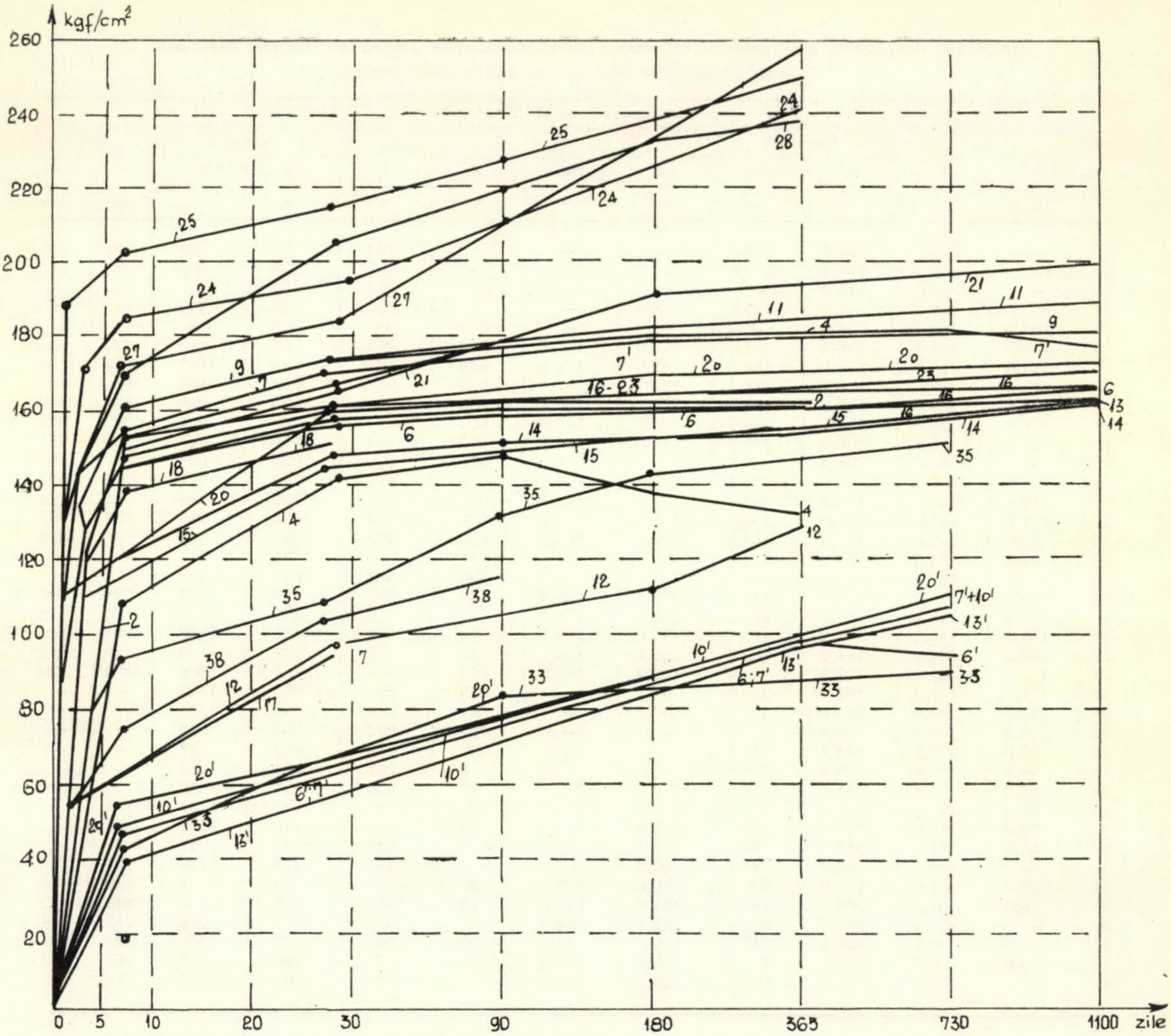


Fig. 3.a. Creşterea rezistenţei la întindere din încovoiere pentru unele mortare şi betoane cu răşină F.A. sau răşină F.A. şi L S 1, în timp, în cazul păstrării epruvetelor în aer în laborator sau la păstrările în apă în intervalul de 24 de ore. Vîrsta de încercare (seriile de epruvete 6′, 7′, 10′, 13′, 20′) numărul compoziţiilor din tabelele 1 şi 2

de 40—50% în cazul utilizării filerului F 2 şi agregatului A 4 se explică printr-o mai bună aderenţă în sistemul liant organic-agregat, datorită rugozităţii suprafeţei agregatului (fig. 5 a). Performanţe deosebite sub aspectul rezistenţei la şoc înregistrează mortarele fine cu filer F 2 şi 24% răşină, care la vîrsta de un an depăşesc 220 kgf/cm². De remarcat că pentru compoziţiile 7, 24, 27 şi 30, rezistenţa la şoc mecanic continuă să crească în timp.

2.6. Rezistenţa la uzură determinată pe suprafaţa laterală a epruvetelor cubice cu aparatul Bhöme, caracterizată prin scăderea uzurii (grosimea stratului şlefuit prin uzură la un număr de 440 de ture) are valori cuprinse în intervalul 0,0002 — 0,67 mm, fiind deci de 1,5—50 ori mai mici decît la betonul de ciment, încercat la vîrste de 7—365 de zile (fig. 5 b). Datele reprezentate grafic în figura 5 b indică în principal următoarele: rezistenţa la uzură a mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice creşte, ca şi rezistenţa la şoc mecanic, o dată cu scăderea limitelor granulaţiei agregatelor folosite şi creşterea dozajului de răşină în cazul utilizării agregatelor obişnuite (curbele 6, 7, 9, 10, 13, 14, 16 din fig. 5 b) cu menţiunea că în cazul betoanelor şi mortarelor cu agregate cuarţoase nu se observă o diferenţiere netă în ceea ce priveşte rezistenţa la uzură între compoziţiile cu filer F1 şi F 2. În cazul betoanelor cu agregat bazaltic se observă, însă, o diferenţiere suficient de bine conturată între compoziţiile cu filer cuarţos F 1, F 2 şi filer special F 4. Se observă, de asemenea, că rezistenţa la uzură creşte intens în intervalul 7—90 de zile, după care creşterea devine mai lentă, încetînd, practic, complet după 180 de zile. În ceea ce priveşte utilizarea agregatelor speciale s-au obţinut rezultate deosebit de bune sub aspectul rezistenţei la uzură, atît în cazul compoziţiilor cu pilitură de fier (curbele 24, 25) cît şi în cazul utilizării carburii de siliciu şi a electrocorindonului (curbele 27 şi 28 din fig. 5 b).

2.7. Aderenţa la armătură, determinată prin smulgerea unor bare de oţel cu profil normal Ø 10 mm înglobate la turnare în cuburi cu latura de 10 cm şi păstrate pînă la vîrsta încercării în aceleaşi condiţii cu epruvetele încercate la încovoiere şi compresiune, are valori cuprinse între 31—64 kgf/cm² (efortul pînă la prima alunecare) în cazul încercărilor efectuate la vîrsta de 7 zile, respectiv 45—67 kgf/cm² la 28 de zile şi 57—72 kgf/cm² în cazul încercărilor efectuate la vîrsta de 365 de zile (fig. 6 a). Aderenţa la bare cu profil periodic din PC 52 Ø 10 echivalent este atît de puternică, încît după 24 de ore de la turnare bara de oţel se rupe la o forţă de smulgere de 4 200—4 500 kg, ceea ce revine la un efort de rupere de circa 5 500—5 700 kgf/cm² de bară, respectiv peste 140 kgf/cm²

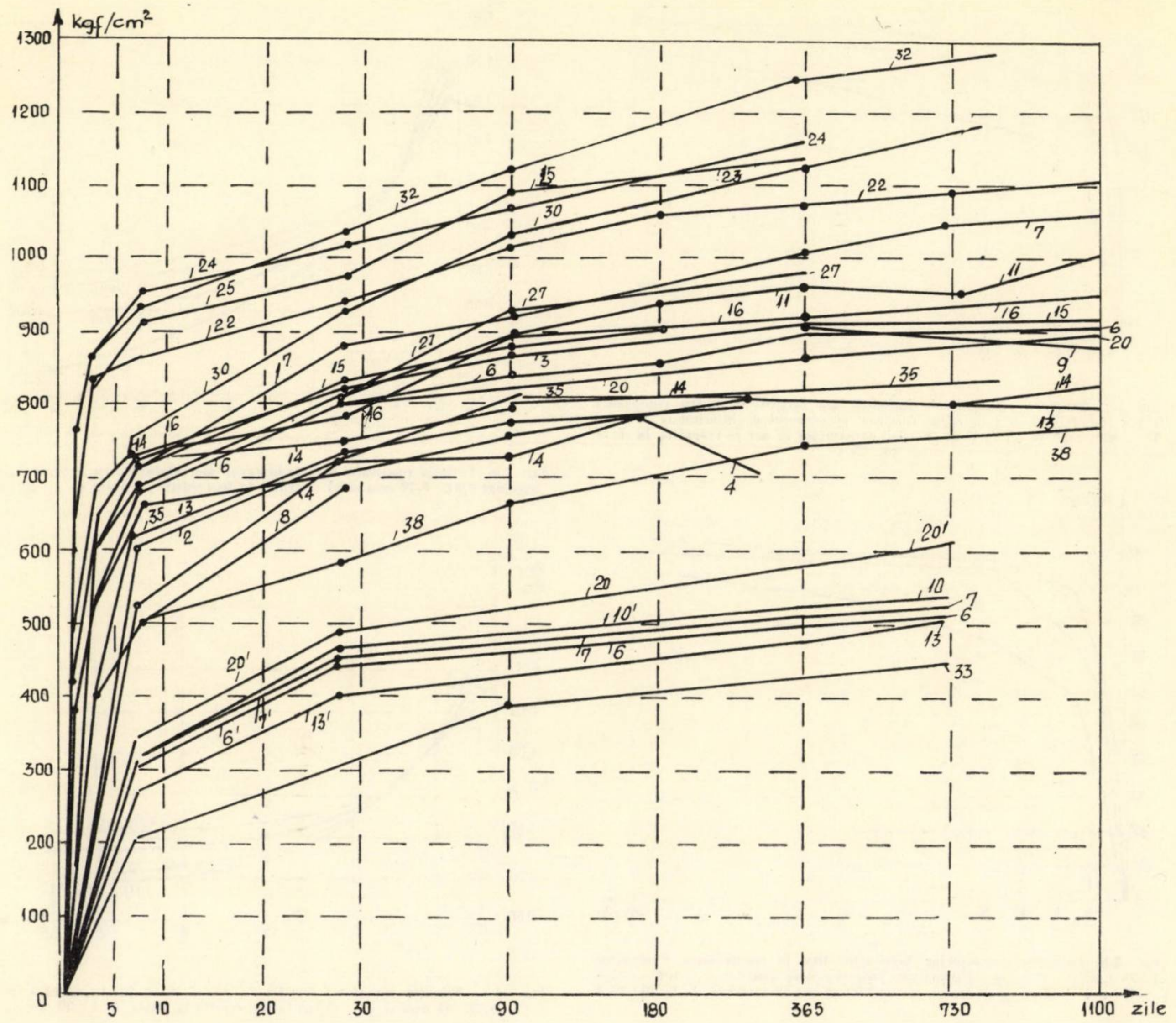


Fig. 3.b. Creşterea rezistenţei la compresiune pentru unele mortare şi betoane cu răşină F.A. sau răşina F.A. şi L.S. 1 în timp, în cazul păstrării epruvetelor în aer în laborator sau la păstrarea în apă în intervalul de 24 de ore. Vîrsta de încercare (seriile de epruvete 6', 7', 10', 13', 20') – numărul compoziţiilor din tabelele 1 şi 2

Fig. 3.c. Variaţia rezistenţei la compresiune a mortarelor fine cu filer 24% răşină la diverse vîrste de încercare

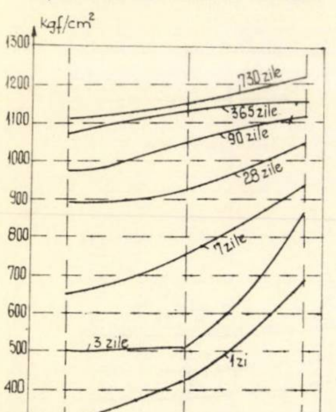


Fig. 3.d. Variaţia rezistenţei betoanelor fine cu agregat cuarţos 0 – 3 mm şi două tipuri de filer la dozaj de răşină de 16%

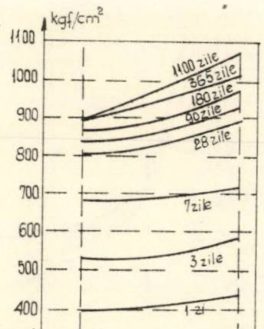


Fig. 3.e. Variaţia rezistenţei betoanelor cu agregat cuarţos şi diverse tipuri de filer la dozaj de răşină de 13%

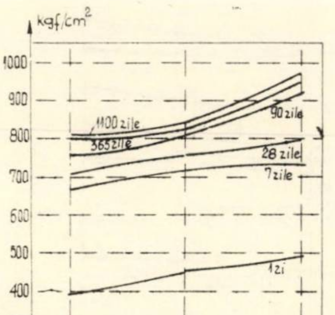
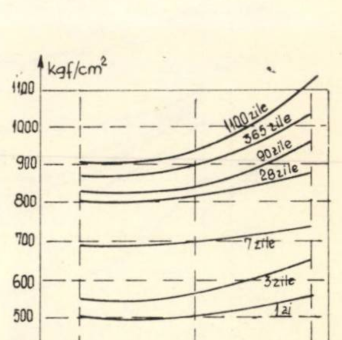
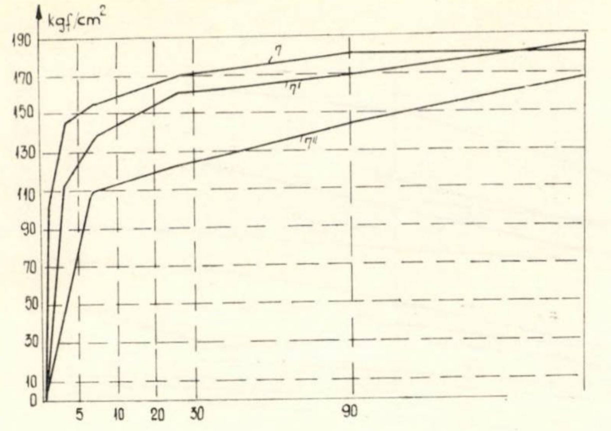


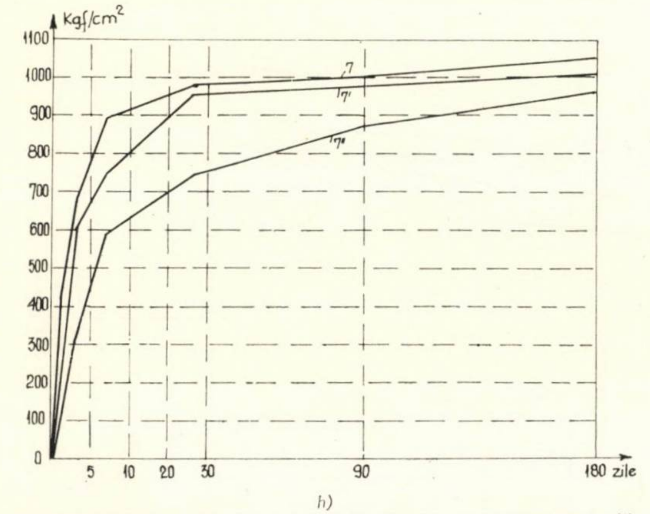
Fig. 3.f. Variaţia rezistenţei betoanelor cu agregat cuarţos 0 – 1 mm şi agregat bazaltic 1 – 15 mm cu diverse tipuri de filer şi dozaj de răşină de 13%





g)

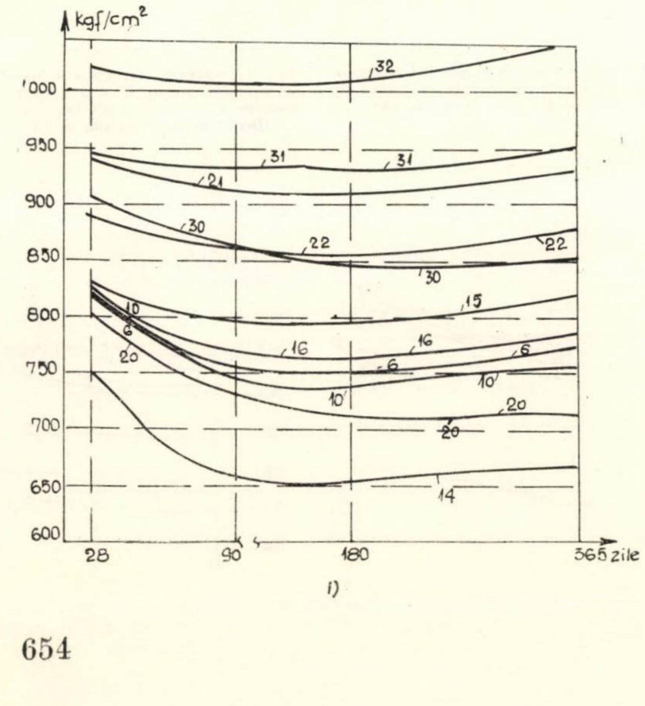
Fig 3.g. Creșterea rezistenței la intindere din incovoiere pentru compoziția 7 din tabelele 1 și 2 în cazul variației procentului de intăritor (7 = 100% ; 7' = 67% ; 7" = 33%) și al păstrării epruvetelor în aer în laborator la t = = 20 – 25°C



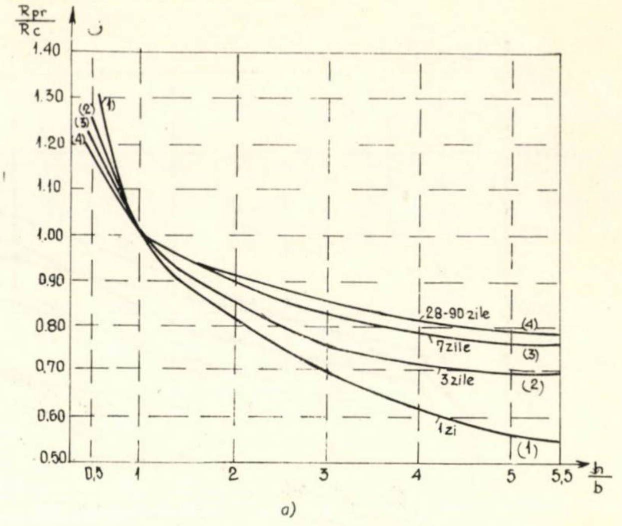
h)

Fig. 3.h. Creșterea rezistențelor betoanelor fine la compresiune. Compoziția 7 din tabelele 1 și 2 în cazul variației procentului de intăritor (7 = 100% : 7' = –67% : 7"=33%) și păstrarea epruvetelor în aer în laborator la t=20 – 25°C

Fig. 3.i. Variația rezistențelor la compresiune pentru unele mortare și betoane cu rășină F.A. în cazul imersării în apă potabilă după păstrare de 28 de zile în aer în laborator (nr. compozițiilor din tab. 1 și 2)

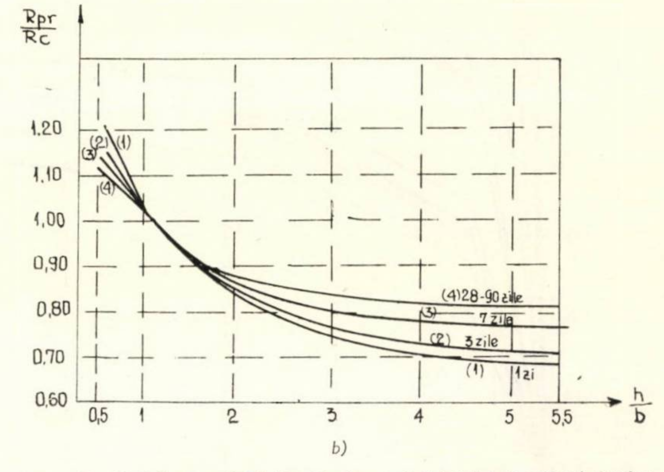


i)



a)

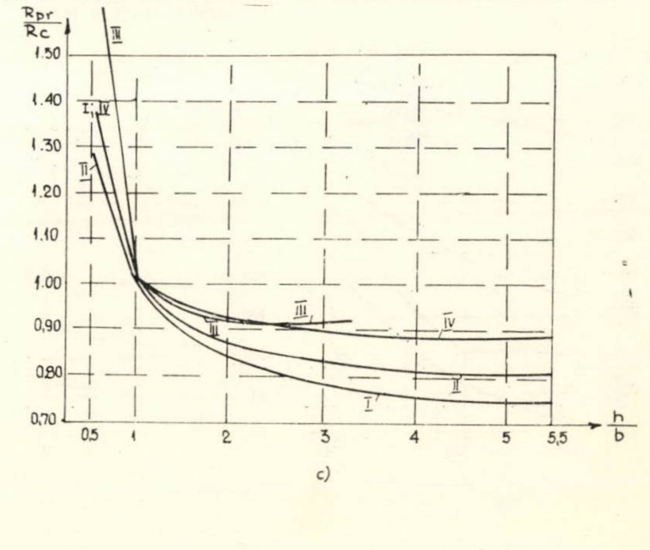
Fig. 4.a. Variația raportului Rpr/Rc în cazul mortarului fin cu agregat cuarțos măcinat 0,04 – 0,30 mm și 24% rășină la incercările la vîrsta de 1 – 90 zile



b)

Fig. 4.b. Variația raportului Rpr/Rc în cazul betonului cu agregat cuarțos 0,02 – 15 mm și 13% rășină la încercările la vîrsta de 1 – 90 zile

Fig. 4.c. Variația raportului Rpr/Rc în cazul betonului cu agregat cuarțos 0 – 15 mm și 13% rășină (I) și al betonului cu agregat cuarțos 0 – 1 mm plus agregat bazaltic 1 – 15 mm și 13% rășină (II) la încercările la vîrsta de 3 ani: prin comparație cu Rpr/Rc determinat de l'Hermite pentru betonul de ciment B 300 (III) și de Bach (IV) pentru betonul de ciment



c)

Tabela 3

Influența compoziției asupra permeabilității și rezistenței la îngheț-dezgheț repetat a mortarelor și betoanelor cu monomer FA sau monomer FA și rășină L.S.1

Nr. compoziției din tabela 1	Dimensiunile epruvetelor	Presiunea la care apa a străpuns epruveta (atm)	Presiunea maximă de încercare fără ca epruveta să fie străpunsă de apă	Rezistența la îngheț-dezgheț repetat
1	2	3	4	5
5	20×20×5	4	—	×1 — slabă
6	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
8	20×20×5	5	—	×1 — slabă
9	20×20×5	—	12	×1 — foarte bună
10	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
11	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
12	20×20×10	8	—	×1 — bună
12	20×20×5	3	—	—
13	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
14	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
15	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
16	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
20	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
22	20×20×5	—	12	×2 — foarte bună
29	20×20×2	—	12	×2 — foarte bună
30	20×20×2	—	12	×2 — foarte bună
32	20×20×2	—	12	×2 — foarte bună

× 1 – epruvete cubice de 10 cm latura, încercate la 100 cicluri îngheț-dezgheț repetat (un ciclu = 8 ore imersare în apă la circa 20°, plus 8 ore în camera frigorifică la −15 .... −20°;

× 2 – idem × 1, încercate la 150 cicluri îngheț-dezgheț repetat; aprecierea s-a făcut în modul următor:

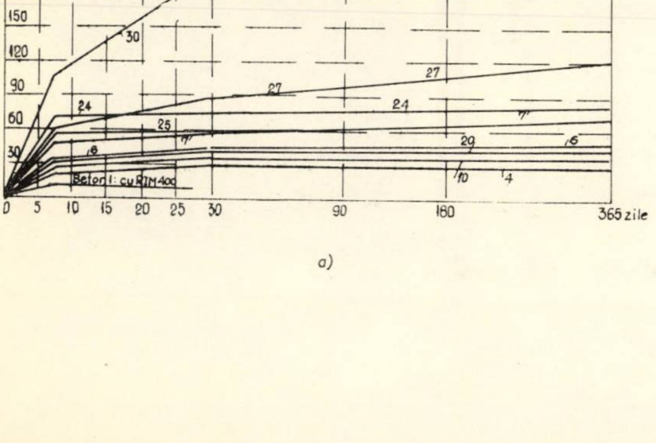
– foarte bună, în cazul pierderii în greutate sub 2% și al pierderii de rezistență sub 5%;

– bună, în cazul pierderii în greutate sub 3% și al pierderii de rezistență sub 8%;

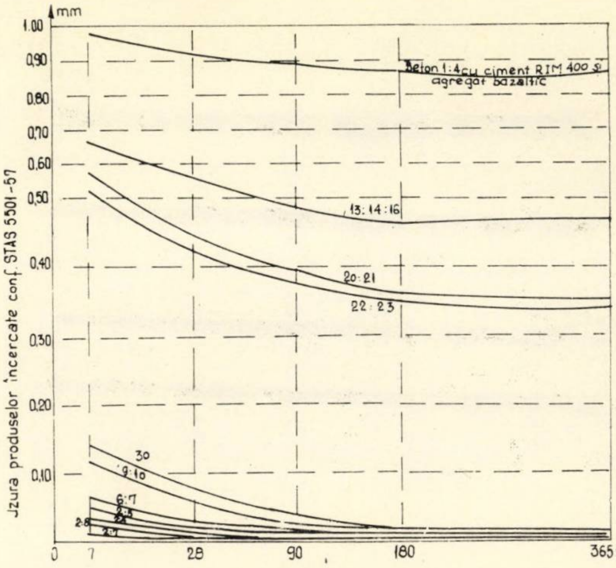
– slabă, în cazul pierderii în greutate sub 6% și al pierderii de rezistență sub 25%, prin comparație cu epruvetele martor păstrate în apă pe toată durata efectuării ciclurilor de îngheț-dezgheț.

aderența betonului la barele cu profil periodic și Ø 10 echivalent (figura 6 b). Înlocuind barele de Ø 10 echivalent cu bare din PC 52 cu Ø 20 echivalent (fig. 6 c – e) la încercările la vîrsta de 24 de ore se rupe cubul prin forfecarea agregatului la o forță de 7 000 – 8 000 kg. Situația se repetă la încercările efectuate pînă la vîrsta de 180 de zile, cu singura deosebire că forța la care se produce forfecarea agregatului crește la încercările efectuate la 28 și 90 de zile pînă la 10 000 – 11 000 kg, după care rămîne practic constantă (fig. 6 c). Rezultă de aci că forfecarea agregatului se produce la eforturi de 87 – 137 kgf/cm², în funcție de vîrsta betonului. Sporul de rezistență în timp se obține prin creșterea rezistenței betonului și în special a rezistenței la întindere datorită creșterii aderenței în sistemul liant organic-agregat, care exercită asupra agregatului un rol similar fretei, fapt care face ca la epruvetele confecționate pe baza aceleiași compoziții și cu același dozaj de rășină ruperea prin forfecare a agregatului să se producă la forțe sensibil diferite. O dovadă că cedarea agregatului prin forfecare provoacă ruperea epruvetei este dată de faptul că în spărtură se vede clar amprenta profilului barei de oțel în chitul de rășină și granulele de agregat despicate, independent de vîrsta de încercare (fig. 6 c). La armarea epruvetelor cu sîrmă sigma amprentată, ruperea sîrmei se produce la un efort în armătură de peste 6 000 kgf/cm², ceea ce revine la un efort de aderență de peste 153 kgf/cm², fără ca sîrma să alunece (fig. 6 d).

Fig. 5.a. Variația rezistenței la șoc mecanic în timp pentru unele rețete de mortare și betoane cu rășini sintetice (numărul compozițiilor din tab. 1 și 2)



a)



b)

Fig. 5.b. Variația rezistenței la uzură în timp pentru unele rețete de mortare și betoane cu rășini sintetice (numărul compozițiilor din tab. 1 și 2)

În cazul armării epruvetelor cu SPB amprentat, sîrmele încep să alunece la eforturi de aderență de peste 200 kgf/cm² (fig. 6 e) (eforturi pînă la prima lunecare).

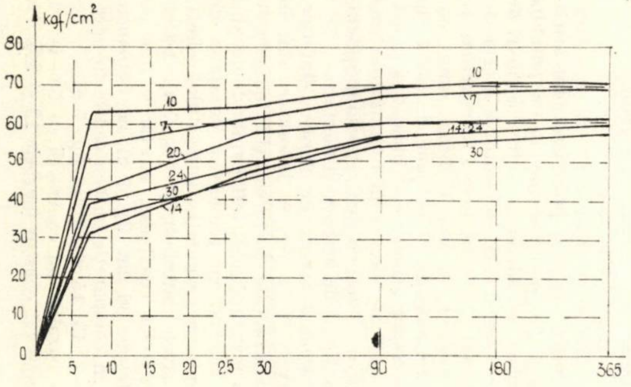
Aderențe foarte mari, de peste 300 kgf/cm² de toron (efortul pînă la prima alunecare) s-au obținut la armarea epruvetelor cu diverse împletituri de sîrmă de înaltă rezistență (fig. 6 f – h). Observațiile efectuate arată că în acest caz smulgerea toronului se produce ca urmare a deformațiilor pe care le capătă împletitura și a întinderii sîrmelor, cît și a deformațiilor ce se produc în stratul de chit de rășină din jurul armăturii.

Aderența la plăci metalice frezate, determinată prin smulgere, variază între 28 – 60 kg/cm², în funcție de gradul de prelucrare a suprafeței plăcii și vîrsta de încercare.

Cercetările efectuate pînă în prezent arată că mortarele și betoanele pe bază de rășini sintetice protejează bine armătura, atît la păstrarea în aer, cît și la imersarea în apă potabilă pînă la un an, cu observația că aderența la diverse tipuri de armături, cît și modul cel mai indicat de protecție a armăturilor urmează a fi cercetate în continuare. Considerăm că pentru nevoile practice imediate în cazul realizării unor construcții experimentale din mortare și betoane de acest tip sau a unor protecții superficial armate este indicat să se utilizeze oțel cu profil periodic sau plasă și împletituri din sîrmă de înaltă rezistență, pentru a folosi cît mai rațional proprietățile superioare ale noilor tipuri de betoane și mortare.

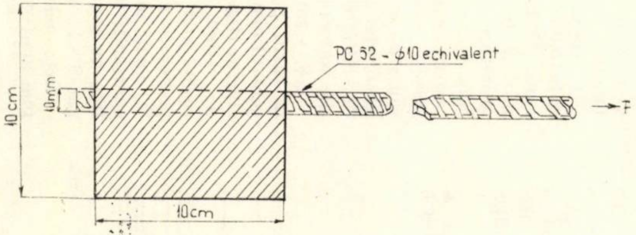
2.8. Contracțiile mortarelor și betoanelor cu rășini sintetice, în cazul păstrării epruvetelor în aer, în laborator, sînt în general mai mari decît contracțiile mortarelor și betoanelor de ciment (fig. 7 a – c). În principal, sînt influențate de dozajul de rășină, contracțiile scăzînd cu reducerea dozajului de rășină și cu creșterea limitelor granulației agregatului folosit, precum și cu tipul agregatului întrebuințat (fig. 7 a). Astfel, în cazul utilizării agregatelor cuarțoase, mortarele fine au contracții foarte mari (curba 30 din fig. 7 a), iar betoanele fine au contracții mari în comparație cu bentoanele cu agregat 0 – 15 mm (curbele 7, 13, 15 și 16 din fig. 7 a).

Betoanele cu agregat bazaltic au contracții cu 50 – 60 % mai mari decît cele cu agregat cuarțos (curbele 13 și 20). La



a)

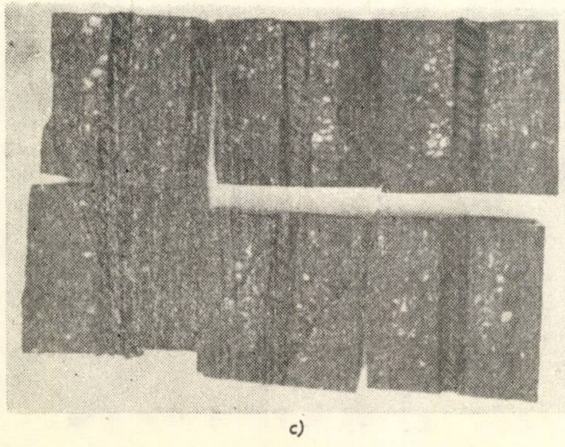
Fig. 6.a. Variația aderenței unor tipuri de mortare și betoane cu rășini sintetice determinată prin smulgare (în timp la bare din O.L.38 cu profil normal) (numărul compozițiilor din tab. 1 și 2)



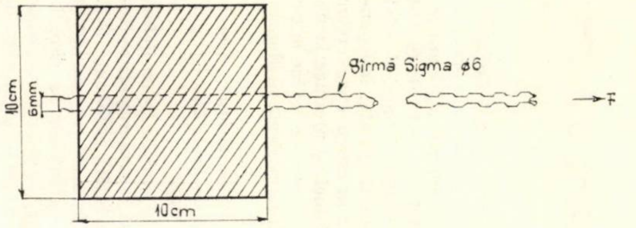
b)

Fig. 6 b. Ruperea fierului ∅ 10 echivalent din P.C.52 în epruvete de beton cu rășini sintetice

Fig. 6 c. Vederea epruvetelor rupte prin forfecarea agregatului la încercări și a amprentei lăsate de armătură din P.C.52 cu ∅ 20 echivalent

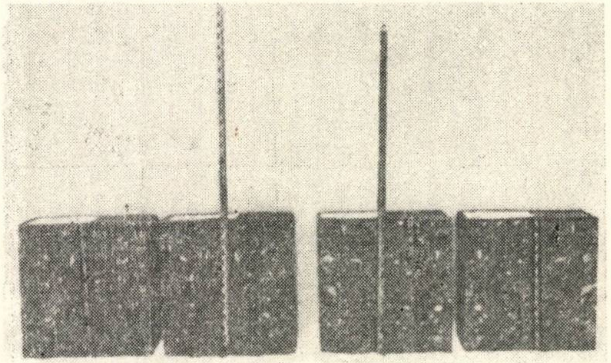


c)



d)

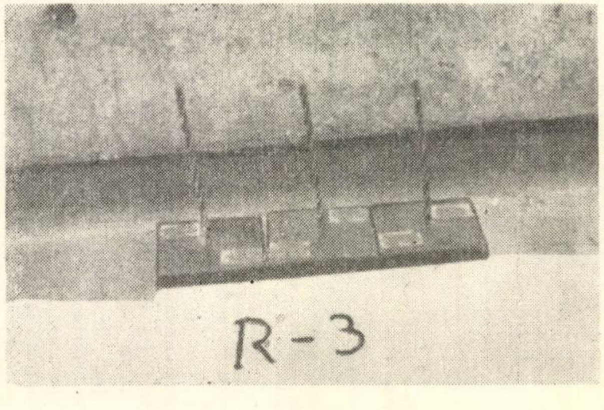
Fig. 6.d. Ruperea sirmelor sigma amprentate în epruvete de beton cu rășini sintetice

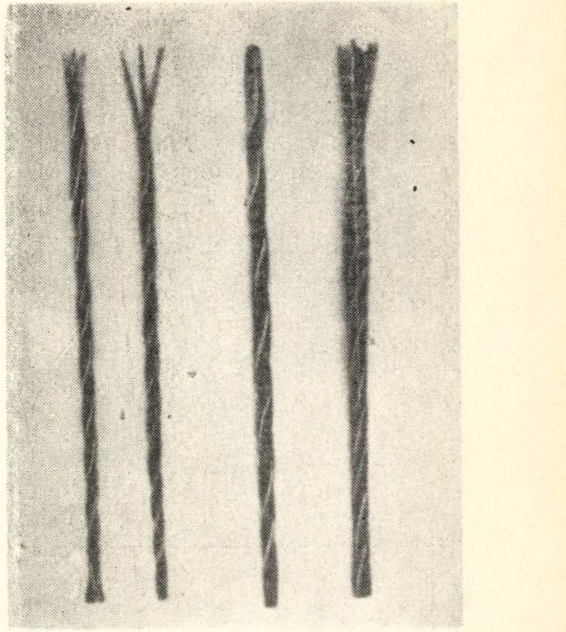


e)

Fig. 6.e. Vederea epruvetelor rupte prin despicare după determinarea aderenței la S.B.P. amprentat

Fig. 6.f. Epruvete în care s-au inglobat impletituri de sirmă pentru B.P.

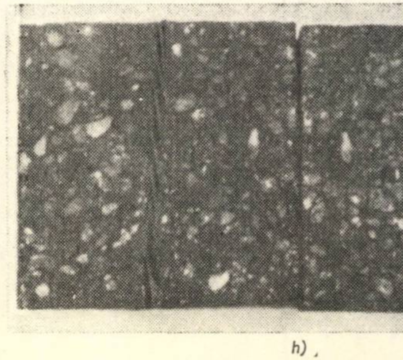




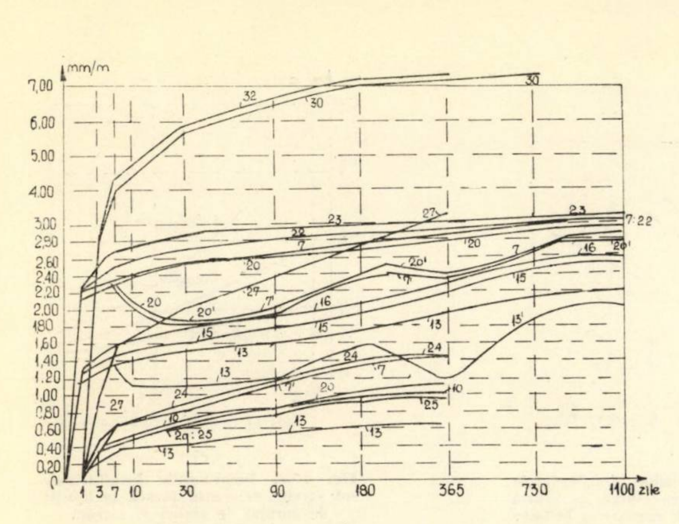
g)

Fig. 6.g. Vederea impletiturilor de sirmă pentru B.P. după smulgere

Fig. 6.h. Vederea epruvetelor cubice rupte prin despicare după smulgerea impletiturilor de sirmă

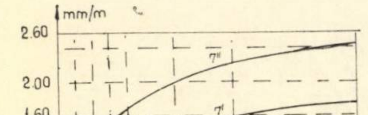


h)



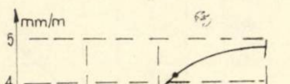
a)

Fig. 7.a. Contracţia şi umflarea (7', 13', 20') mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice (numărul compoziţiilor din tab. 1 şi 2)



b)

Fig. 7.b. Contracţia betoanelor fine — compoziţia 7 — tab. 1 şi 2 în cazul variaţiei procentului de întăritor (7 = = 100%, 7' = 67%, 7'' = 33%) şi păstrarea epruvetelor în aer în laborator la t = 20 — 25°C

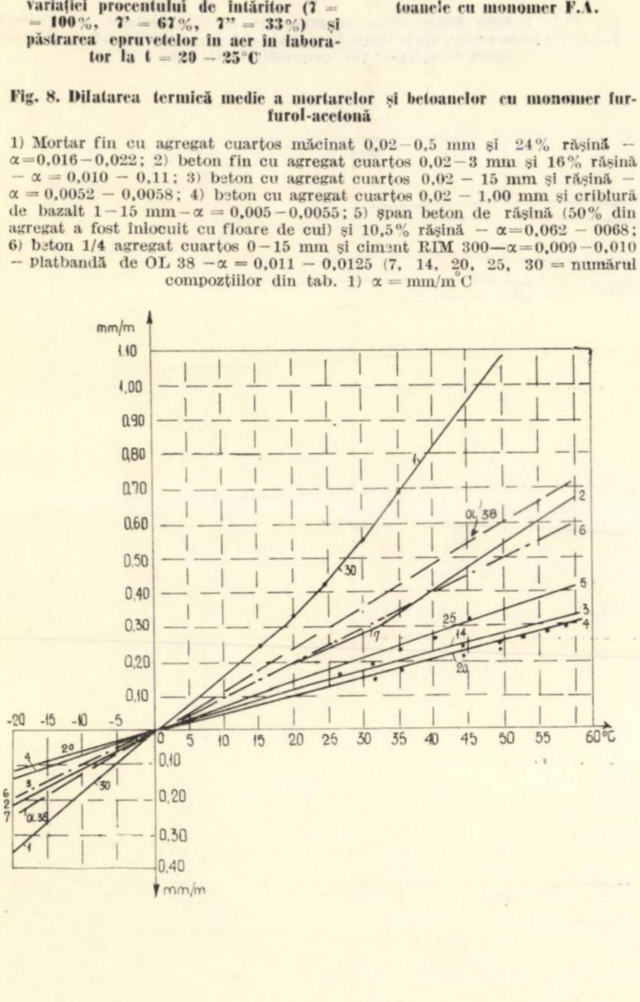


c)

Fig. 7.c. Schema dezvoltării contracţiei la mortarele şi betoanele cu monomer F.A.

Fig. 8. Dilatarea termică medie a mortarelor şi betoanelor cu monomer furfurol-acetonă

1) Mortar fin cu agregat cuarţos măcinat 0,02—0,5 mm şi 24% răşină — α=0,016—0,022; 2) beton fin cu agregat cuarţos 0,02—3 mm şi 16% răşină — α = 0,010 — 0,11; 3) beton cu agregat cuarţos 0,02 — 15 mm şi răşină — α = 0,0052 — 0,0058; 4) beton cu agregat cuarţos 0,02 — 1,00 mm şi criblură de bazalt 1—15 mm—α = 0,005—0,0055; 5) şpan beton de răşină (50% din agregat a fost înlocuit cu floare de cui) şi 10,5% răşină — α=0,062 — 0068; 6) beton 1/4 agregat cuarţos 0—15 mm şi ciment RIM 300—α=0,009—0,010 — platbandă de OL 38 —α = 0,011 — 0,0125 (7, 14, 20, 25, 30 = numărul compoztiilor din tab. 1) α = mm/m°C



acelaşi tip de agregat şi dozaj de răşină, utilizarea filerului special F 4 duce la accentuarea contracţiilor (curbele 13, 16,20, 23 din fig. 7 a).

La dozajul optim de întăritor, principala creştere a valorilor contracţiilor are loc în primele 24 de ore de la turnare (circa 50—65% din valoarea contracţiilor la 2—3 ani). În cazul reducerii procentului de întăritor la 2/3 sau 1/3 din cel optim, contracţiile sînt mai mici în perioada iniţială, însă continuă să crească rapid în timp, astfel că în final ajung, practic, la valorile maxime ale contracţiei pentru compoziţia respectivă (fig. 7 a—b).

În cazul păstrării alternative în aer şi apă se înregistrează umflări la imersarea în apă şi tendinţa de a reveni la contracţia corespunzătoare păstrării în aer în timpul păstrării ulterioare a epruvetelor în aer (fig. 7 a).

Pe baza celor de mai sus se poate deduce că în dezvoltarea fenomenului de contracţie, la mortarele şi betoanele cu răşini sintetice se deosebesc trei faze distincte (fig. 7 c). În timpul primei faze, a cărei durată este funcţie de procentul de întăritor folosit şi de temperatura mediului ambiant, fază care poate dura 1—3 ore cînd procentul de întăritor este optim şi t = 18—22° sau 12—30 de ore, cînd procentul de întăritor este redus şi temperatura e de 12—18° şi cînd are loc formarea structurii (începutul polimerizării). În această fază, amestecul nu-şi pierde încă complet fluiditatea, iar valoarea contracţiilor este foarte mică, practic neglijabilă.

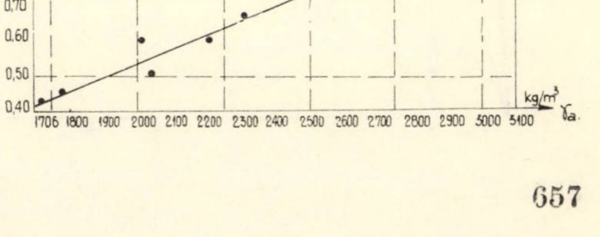
În timpul fazei a doua se încheie probabil procesul de formare a structurii, se degajează căldură prin exotermie, iar contracţia şi rezistenţele mecanice cresc rapid pînă la valori de 50—70% din contracţia totală. Această fază se desfăşoară aproximativ în intervalul 3—24 de ore la temperatură normală şi la procentul optim de întăritor. La temperaturi ridicate se desfăşoară în cîteva ore, iar la procente reduse de întăritor poate dura chiar mai multe zile (fig. 7 a—c).

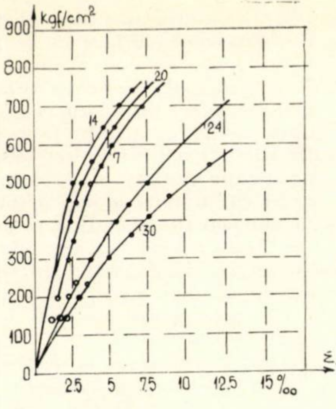
Faza a treia durează o perioadă îndelungată de timp, în care se dezvoltă 30—50% din contracţia totală. Contracţiile din fazele a doua şi a treia, avînd valori destul de mari, pot duce la deteriorarea structurii mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice, la apariţia de fisuri accentuate, la căderi după stratul suport etc. în cazul împiedicării deformaţiilor. De aceea la proiectarea lucrărilor la care se folosesc aceste materiale este necesar să se prevadă măsurile constructive menite a reduce la minimum posibil efectele negative ce ar putea fi provocate de neluarea în consideraţie a contracţiei.

2.9. Dilatarea şi conductivitatea termică a mortarelor şi betoanelor cu răşini sintetice sînt destul de puţin studiate în prezent, atît datorită complexităţii problemei, cît şi noutăţii subiectului.

Datorită faptului că materialele utilizate la prepararea mortarelor şi betoanelor de acest tip prezintă variaţii mari, atît în ceea ce priveşte structura fizică, cît şi în ceea ce priveşte compoziţia chimică şi conductivitatea termică, coeficienţii de dilatare termică pentru mortarele şi betoanele cu răşini sintetice prezintă variaţii importante (fig. 8), iar neglijarea acestor variaţii poate avea consecinţe neplăcute cînd sînt utilizate la lucrări în exploatarea cărora se produc frecvent variaţii de temperatură de 40—60°. Astfel, în cazul mortarelor fine cu 24% răşini, α = 0,016—0,022, fiind de circa 1,5 — 1,8 ori mai mare decît α pentru oţel şi de 1,7—2,2 ori mai mare decît α pentru beton. La betoanele fine, α = 0,10—0,11 şi are valori apropiate de valorile lui α pentru

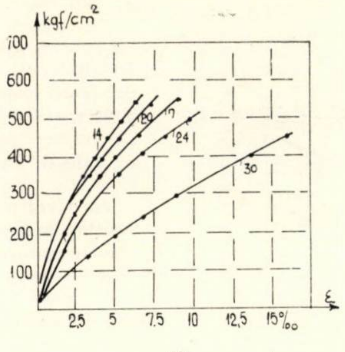
Fig. 9. Variaţia coeficientului de conductivitate termică în funcţie de greutatea specifică aparentă a betonului de ciment (1) şi cu răşini sintetice (2)





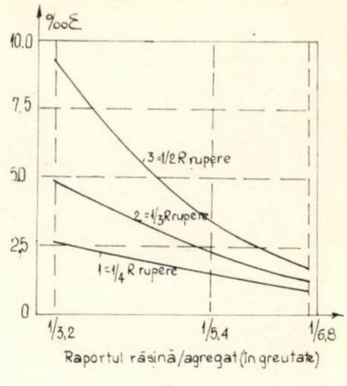
a)

Fig. 10.a. Deformațiile longitudinale sub sarcină de scurtă durată pentru unele mortare și betoane cu rășină F.A. încercate la 20°C (nr. compozițiilor în tab. 1 și 2)



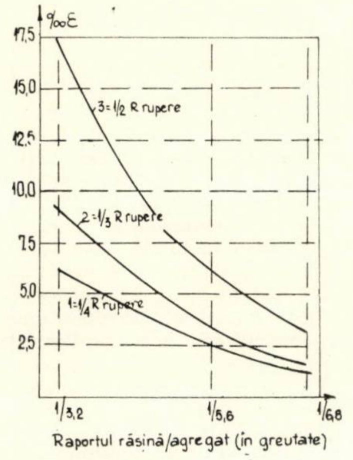
b)

Fig. 10.b. Deformațiile longitudinale sub sarcină de compresiune de scurtă durată pentru unele mortare și betoane cu rășină F.A. încercate la 50°C (numărul compozițiilor în tab. 1 și 2)



c)

Fig. 10.c. Deformațiile longitudinale sub sarcină de scurtă durată, în funcție de dozajul de rășină și sarcină la t = 20°C



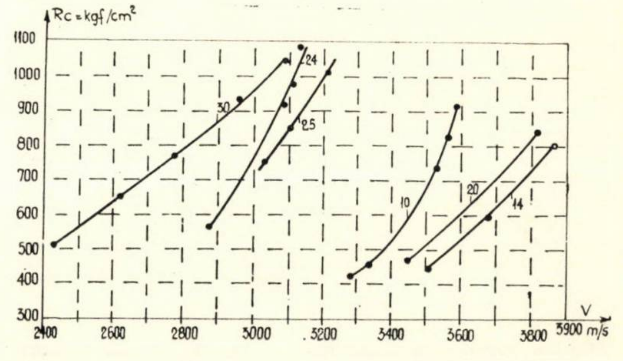
←

Fig. 10.d. Deformațiile longitudinale sub sarcină de scurtă durată în funcție de dozajul de rășină și sarcină la t = 50°C

Fig. 11.a. Variația modulului de elasticitate dinamic în timp, pentru unele tipuri de mortare și betoane cu rășină F.A. și diverse tipuri de agregate (nr. compozițiilor din tab. 1 și 2)

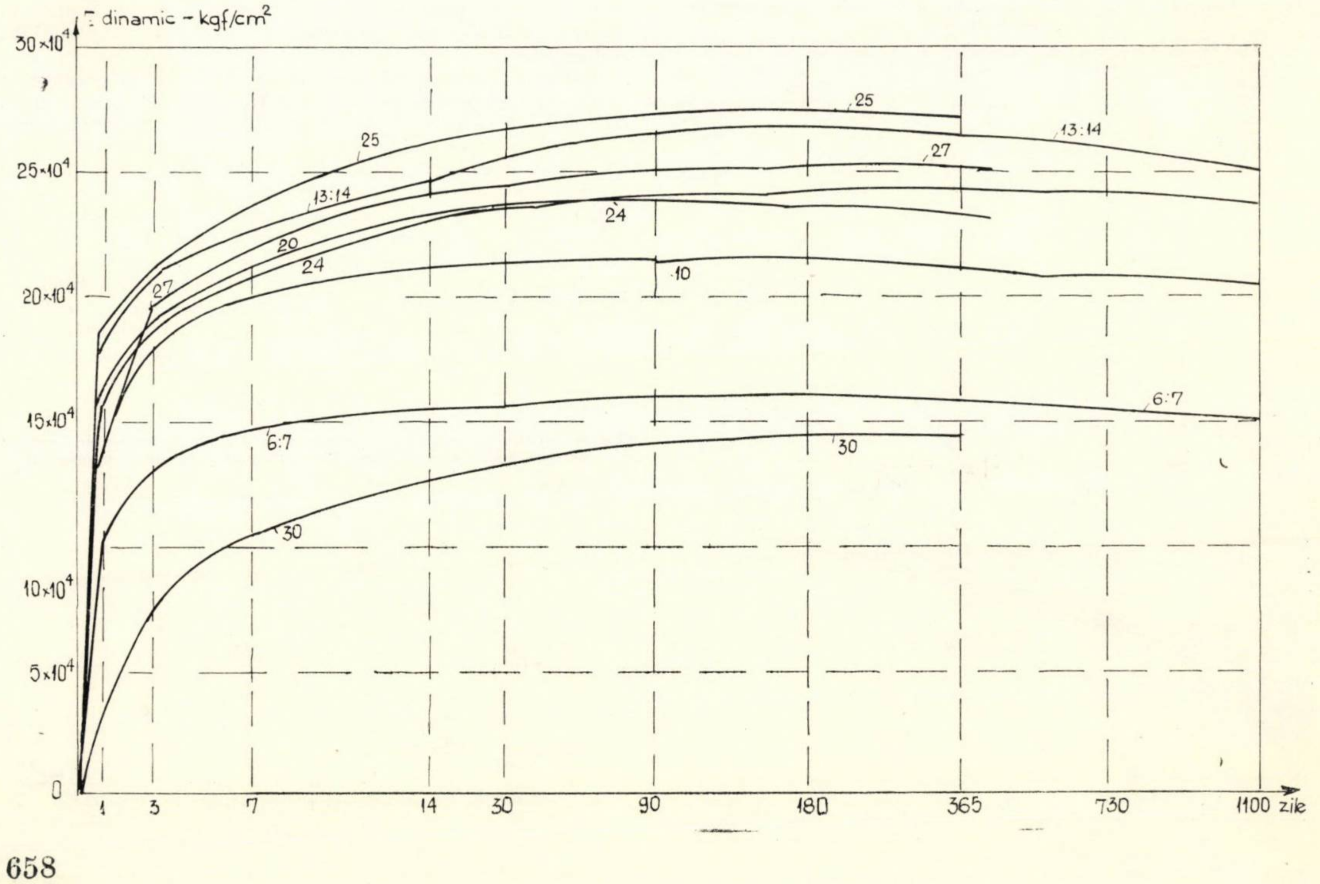
↓

a)



b)

Fig. 11.b. Relația dintre viteza de propagare a ultrasunetelor și rezistența la compresiune pentru unele tipuri de mortare și betoane cu rășină F.A. și diverse tipuri de agregate (nr. compozițiilor din tab. 1 și 2)



oţel şi beton. La betoanele cu agregat cuarţos şi bazaltic avînd $\alpha = 0{,}005-0{,}0058$, dilatarea termică este de circa 2 ori mai mică decît la oţel (fig. 8). Conductivitatea termică la mortarele şi betoanele cu răşini sintetice (în limita datelor de care dispunem) reprezintă circa 60 % din conductivitatea termică a mortarelor şi betoanelor de ciment, fapt care demonstrează că răşina folosită (monomerul FA) este un bun izolant termic, întrucît agregatele folosite pentru realizarea betoanelor cu γ_a pînă la 2 400 kg/m^3 sînt aproximativ aceleaşi ca şi la betoanele de ciment (fig. 9).

2.10. Deformaţiile longitudinale sub sarcină de scurtă durată pentru mortarele şi betoanele cu răşini sintetice sînt mai mari decît la betoanele de ciment şi în general cresc cu dozajul de răşini (fig. 10 a—d). Astfel, în cazul agregatelor cuarţoase, cele mai mari deformaţii le au mortarele fine cu 24 % răşină ; urmează în ordine betoanele fine cu 16 % răşină şi apoi cele cu 13 % răşină (curbele 30, 7 şi 14 din fig. 10 a şi b). De observat că diferenţele între deformaţiile diverselor tipuri de betoane cu răşini sintetice cresc o dată cu creşterea dozajului de răşină din amestec şi cu creşterea raportului σ/Rc rupere. Astfel, la dozajele de răşină de 13 % (1/6,8), pentru sarcini variabile de la 1/4 la 1/2 σ/Rc rupere deformaţiile cresc de la 0,90—1,93 $^0/_{00}$ la 2,65—9,0$^0/_{00}$ pentru dozaje de 24 % răşină (1/3,2). La dozaje egale de răşină, betoanele cu agregat bazaltic au deformaţii puţin mai mari decît cele cu agregate cuarţoase, iar betoanele cu pilitură de fier, deşi au un dozaj redus de răşină, au deformaţii mari.

Deformaţiile betoanelor şi mortarelor cu monomer FA cresc sensibil cu temperatura mediului de păstrare a epruvetelor. După păstrarea timp de 72 de ore în camera de climatizare la 50°C deformaţiile acestora cresc de 1,8—2 ori, prin comparaţie cu epruvetele din aceleaşi compoziţii şi de aceeaşi vîrstă, însă păstrate şi încercate la 20°. Aceasta, deşi rezistenţele mecanice ale epruvetelor păstrate şi încercate în aceleaşi condiţii nu înregistrează scăderi sensibile de rezistenţă.

2.11. Încercările nedistructive efectuate la INCERC şi ICMPC, ale căror rezultate sînt reprezentate grafic în figura 11 a, indică o corelare destul de bună cu rezultatele încercărilor distructive efectuate şi reprezentate grafic în figurile 3 a—b, 5 a şi 6 a, în sensul că reprezentările grafice pentru modulul de elasticitate dinamic au practic aceeaşi alură (ţinînd seamă şi de efectul de scară) cu reprezentările grafice ale rezistenţelor la întindere din încovoiere, compresiune, şoc mecanic şi aderenţă şi indică schimbări destul de mici în proprietăţile mecanice ale materialelor în intervalul 7—28 de zile. De remarcat că măsurătorile de propagare a ultrasunetelor sesizează în principal modificările importante în proprietăţile materialelor, datorate, fie sporirii dozajului de răşină, schimbării tipului de agregate sau a limitelor de granulaţie, fie schimbărilor mai importante datorate înlocuirii filerului de cuarţ cu filer special de cocs măcinat — F4 — etc., fără să poată pune în evidenţă modificările de mică importanţă în proprietăţile materialelor, cauzate de înlocuirea filerului — F1 — nisip cuarţos cu cuarţ măcinat — F2 . Modulul de elasticitate dinamic are la 28 de zile valori sensibil diferite în funcţie de compoziţia şi proprietăţile materialului încercat. Astfel :

— 130,000 kgf/cm^2 pentru mortare fine (nr. 30 din tabela 1) ;

— 157 000 kgf/cm^2 pentru betoanele fine (nr. 6 şi 7 din tabela 1) ;

— 212 000 kgf/cm^2 pentru betoanele cu agregat 0—7 mm (nr. 10 din tabela 1) ;

— 250 000—260 000 kgf/cm^2 pentru betoanele cu agregat cuarţos 0—15 mm (nr. 13 şi 14 din tabela 1) ;

— 225 000—235 000 kgf/cm^2 pentru betoanele cu agregat bazaltic (nr. 20 din tabela 1) etc.

Pentru majoritatea compoziţiilor, valoarea modulului de elasticitate dinamic continuă să crească pînă la 90—180 de zile, după care se observă o uşoară tendinţă de scădere pînă la termenul final de încercare, ceea ce arată că materialele încercate îşi menţin elasticitatea, iar tendinţa de scădere se datorează unei uşoare pierderi în greutate a epruvetelor.

Modulul de elasticitate dinamic pentru betoanele cu monomer FA fiind de acelaşi ordin de mărime cu modulul de elasticitate dinamic al mortarelor şi betoanelor de ciment şi corelaţia dintre modulul de elasticitate dinamic şi modulul de elasticitate static fiind de aceeaşi formă pentru ambele tipuri de betoane, rezultă şi pe această cale că deformaţiile specifice la rupere ale betoanelor cu monomer FA sînt de 2—4 ori mai mari decî ale betoanelor cu ciment, rezistenţele lor mecanice aflîndu-se în acest raport, fapt verificat şi de rezultate experimentale directe.

În figura 11 b a fost redată reprezentarea grafică a relaţiei dintre viteza de propagare a ultrasunetelor şi rezistenţa la compresiune pentru unele tipuri de mortare şi betoane cu răşină FA şi diverse tipuri de agregate.

Aceasta mai pune în evidenţă faptul că la rezistenţe mecanice egale corespund viteze de propagare şi ca atare curbe de transformare viteză-rezistenţă diferite.

Dintre factorii care exercită o influenţă deosebită asupra relaţiei de transformare viteză de propagare-rezistenţă, menţionăm :

— Dozajul de răşină folosit, viteza de propagare a ultrasunetului scăzînd cu creşterea dozajului de răşină (curbele 10, 14, 30, 24 şi 25 din fig. 11 b).

— Procentul de întăritor folosit influenţează sensibil valoarea vitezei de propagare a ultrasunetelor şi forma curbei de transformare în principal la vîrste mici de încercare : 3 ore — 3 zile. Aceeaşi influenţă o exercită şi variaţiile mai importante de temperatură în timpul întăririi iniţiale a betoanelor de acest tip.

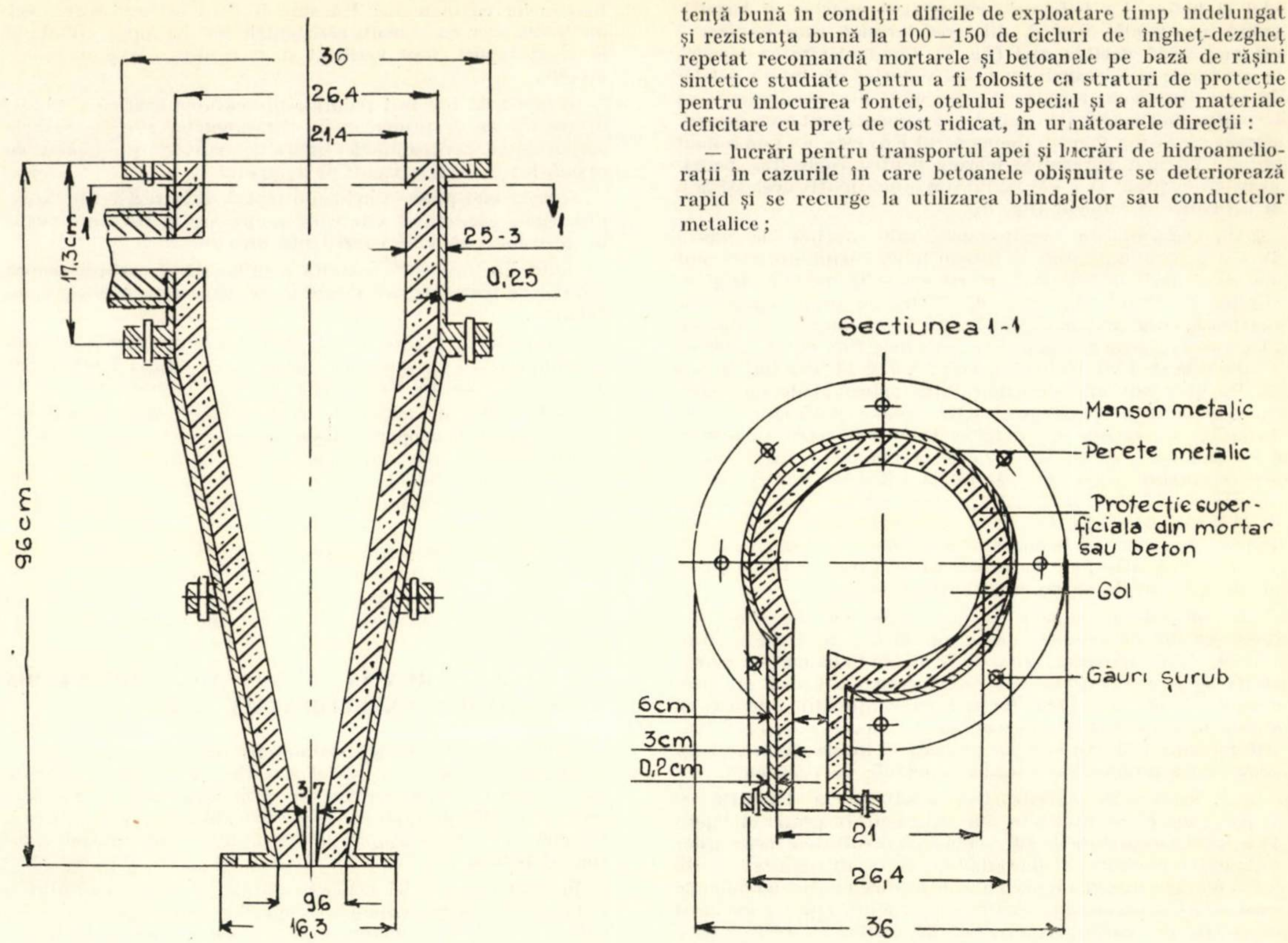
— Tipul şi compoziţia granulometrică a agregatului. La dozaje egale de liant organic, betoanele cu agregat bazaltic au viteze de propagare ceva mai reduse decît betoanele cu agregat cuarţos (curbele 14 şi 20 din fig. 11 b).

3. COMPORTAREA ÎN EXPLOATARE A UNORA DIN LUCRĂRILE EXPERIMENTALE EXECUTATE

Dintre lucrările experimentale efectuate la noi în ţară cu mortare şi betoane cu răşini sintetice fără lianţi minerali, vom menţiona numai cîteva, care prin caracterul lor mai deosebit şi condiţiile grele de lucru în exploatare pot să dea o imagine mai exactă asupra proprietăţilor noilor tipuri de mortare şi betoane.

În lunile iunie 1964 şi martie-aprilie 1965 s-au executat la o instalaţie de înnobilare a nisipurilor cuarţoase pentru industria sticlei, la elemente, piese metalice şi instalaţii tehnologice supuse coroziunii chimice şi abraziunii mecanice foarte puternice, protecţii de suprafaţă din mortare şi betoane cu monomer FA sau monomer FA şi L.S. 1 în grosime de 2—3 cm, care se comportă bine în exploatare şi în prezent. Unele din aceste protecţii, cele executate la hidrocicloane (fig. 12 a), sînt exploatate la presiuni de 1,5—2 atmosfere în mediu puternic abraziv datorit nisipului cuarţos fin supus înnobilării şi mediului chimic corosiv datorit acidului sulfuric folosit în procesul tehnologic. La aceste instalaţii, hidrocicloanele executate din tablă groasă de 8—15 mm deveneau inutilizabile, fiind deteriorate după 30—80 de zile de exploatare. Apare astfel evident că durata de funcţionare în exploatare în condiţiile dificile menţionate a protecţiilor din mortare şi betoane cu răşini sintetice este de cel puţin 12—18 ori mai mare decît a metalului. Aceasta confirmă de asemenea rezistenţa bună la exploatarea în apă industrială cu pH variabil (3—7) a noilor tipuri de betoane şi mortare timp de circa 4 ani. În plus, remedierea protecţiilor din mortare şi betoane cu răşini sintetice, în cazul degradării în exploatare, este simplă şi puţin costisitoare.

Alte aplicaţii mai deosebite se referă la reducerea la profilul normal de funcţionare a elementelor pompelor centrifuge folosite pentru hidrotransportul nisipului cuarţos la o instalaţie de înnobilare a nisipurilor cuarţoase, la care capacele de la intrare, confecţionate din fontă cenuşie, se deteriorează în exploatare în 60—150 de ore de funcţionare efectivă, cu toate consecinţele negative ce decurg din aceasta (fig. 12 c). Desigur, în acest caz, în afară de fenomenele de abraziune mecanică şi de coroziune chimică, intervin şocul mecanic şi cavitaţia, fenomene mai greu de schematizat în cercetările noastre de laborator, cu mijloace uzuale. Readucerile la profil cu betoane şi mortare cu răşini sintetice (fig. 12 d) au dus de la început la rezultate bune, în sensul că s-au obţinut durate în exploatare de 220—330 de ore, pentru ca mai apoi, prin perfecţionarea reţetelor folosite, să ajungem, în medie, la 600 de ore de funcţionare efectivă în exploatare, adică de 4—8 ori mai mult decît în cazul elementelor moi de fontă cenuşie, cu toate avantajele tehnico-economice ce decurg din aceasta.



a)

Fig. 12.a. Protecții superficiale la hidrocicloane

Menționăm că în cadrul M.I.C. sînt în curs de realizare lucrări mai importante la care se realizează protecții din mortare și betoane cu rășini sintetice.

4. CONCLUZII

Proprietățile superioare de rezistență mecanică, rezistență la uzură prin abraziune, rezistență la șoc mecanic, aderență bună la metal, grad înalt de impermeabilitate la apă, rezistență bună în condiții dificile de exploatare timp îndelungat și rezistența bună la 100—150 de cicluri de îngheț-dezgheț repetat recomandă mortarele și betoanele pe bază de rășini sintetice studiate pentru a fi folosite ca straturi de protecție pentru înlocuirea fontei, oțelului special și a altor materiale deficitare cu preț de cost ridicat, în următoarele direcții:

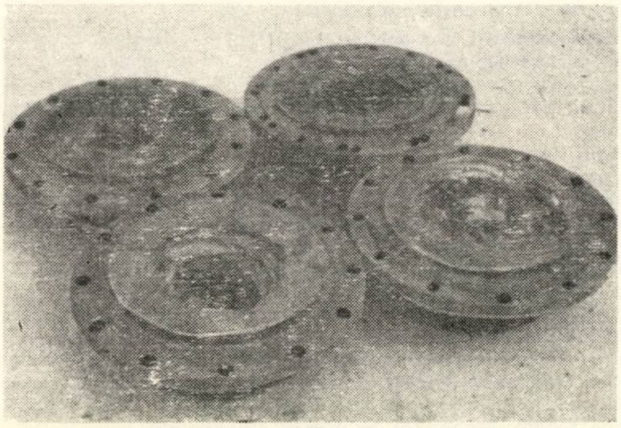
— lucrări pentru transportul apei și lucrări de hidroameliorații în cazurile în care betoanele obișnuite se deteriorează rapid și se recurge la utilizarea blindajelor sau conductelor metalice;

— pentru confecționarea elementelor prefabricate subțiri necesitate de execuția a diverse elemente speciale impermeabile și de rezistență mare;

— în construcțiile miniere, la elemente prefabricate pentru cuvelaje miniere și ca protecții superficiale (căptușeli) ale silozurilor și buncărelor de minereuri etc.;

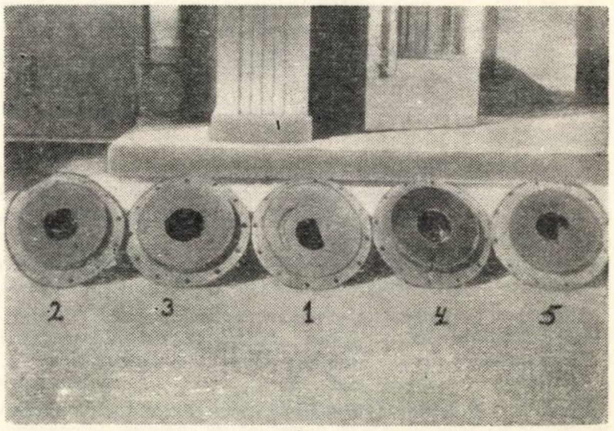
— în construcțiile civile și industriale, pentru pardoseli și protecții superficiale în laboratoare și secții ale întreprinderilor din industria chimică, alimentară etc. cu medii corozive,

Fig. 12.b. Capace de absorbție pentru pompe centrifuge deteriorate prin cavitație, abraziune și eroziune



b)

Fig. 12.c. Capace de absorbție readuse la profil cu materiale pe bază de rășini sintetice



c)

pentru protecţii superficiale la buncăre, transportoare, rezervoare şi în toate cazurile unde sînt necesare materiale impermeabile cu mare rezistenţă la abraziune mecanică şi coroziune chimică;

— pentru protecţia diverselor instalaţii şi utilaje tehnologice împotriva coroziunii chimice şi abraziunii mecanice în diferite ramuri industriale etc.;

— în diverse alte lucrări pe bază de calcule tehnico-economice, avînd în vedere că preţul de cost al răşinilor sintetice este deocamdată încă ridicat.

Bibliografie

[1] AVRAM C. N.: *Curs de beton armat*, partea I. Timişoara, Litografia Învăţămîntului, 1957.

[2] IONESCU I., ENCULESCU M.: *Unele rezultate ale cercetărilor pentru obţinerea de betoane şi mortare pe bază de monomer furfurol-acetonă — FA*. Hidrotehnica, gospodărirea apelor, meteorologia nr. 6—7, 1964.

[3] IONESCU I., ENCULESCU M.: *Întrebuinţarea maselor plastice pentru impermeabilizarea şi protecţia anticorozivă a construcţiilor hidrotehnice*, I.S.C.H., Bucureşti, 1964.

[4] IONESCU I. şi colab.: *Experimentarea semiindustrială a unor mortare şi betoane cu răşini sintetice pentru protecţia instalaţiilor de hidrociclonare de la Sticloval-Vălenii de Munte*, Materiale plastice, nr. 3, 1966.

[5] IONESCU I., ENCULESCU M.: *Betoane cu răşini sintetice fără lianţi minerali*. Comunicare la Simpozionul internaţional RILEM, Paris, septembrie 1967.

[6] IONESCU I., FĂCĂOARU I.: *Unele rezultate ale cercetărilor de laborator şi semiindustriale privind betoanele pe bază de răşină furfurol-acetonică — FA*. Comunicare la Simpozionul internaţional RILEM, Paris, septembrie 1967. Materiaux et Construction (Bul. RILEM) nr. 3, 1968.

[7] IONESCU I., FĂCĂOARU I.: *Unele consideraţii asupra betoanelor simple şi armate pe bază de răşini sintetice*. Comunicare la cea de a VIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Iaşi, 28—30.IX. 1968.

[8] SOLOMON O., IONESCU I., ENCULESCU M., MIHAI I.: *Compuşi macromoleculari în construcţii hidrotehnice şi lucrări speciale*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.

[9] ELSIN I. M.: *Plastbeton*. Kiev, Ed. Budivelînik, 1967.

[10] TEODORESCU D. şi alţii: *Mortare şi betoane fine cu polimeri pe baze de furfurol*. Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii, nr. 6, 1964.

Pardoseli cu proprietăţi termoizolatoare la grajduri şi padocuri

Ing. M. Angelescu, ing. P. Ciubotaru şi ing. E. Ceapă

INCERC

1. ASPECTUL GENERAL AL PROBLEMEI

Multă vreme, construcţiile agrozootehnice nu au ridicat probleme deosebite constructorilor, ele fiind în cele mai multe cazuri construcţii provizorii executate cu materiale locale.

O dată cu terminarea cooperativizării agriculturii şi cu crearea unor unităţi socialiste puternice cum sînt întreprinderile agricole de stat, şi acest important sector al economiei naţionale a început să solicite din ce în ce mai mult cercetarea pentru găsirea unor soluţii noi de construcţii, prin prefabricarea unor elemente sau a unor subansambluri care să ducă la reducerea preţului de cost, la scurtarea termenelor de execuţie, la asigurarea unor condiţii optime de igienă şi întreţinere a acestor construcţii.

Astfel, una din problemele nerezolvate pînă în prezent şi care a solicitat sprijinul cercetării a fost şi aceea a găsirii unei pardoseli la grajduri şi padocuri, care să îndeplinească următoarele condiţii impuse de Institutul de cercetări zootehnice (I.C.Z.):

— rezistenţă la uzura produsă de circulaţia animalelor şi să nu se deformeze sub acţiunea greutăţii corporale;

— să fie durabilă, păstrîndu-şi forma timp îndelungat în condiţii de exploatare şi putînd fi folosită circa jumătate din perioada de folosinţă acordată adăpostului;

— să fie netedă, pentru a nu obosi animalele cînd stau în picioare, a nu le produce răni cînd stau culcate şi a nu le strica unghiile sau copitele;

— elastică, pentru a nu obosi animalele;

— să aibă un coeficient de transmisie a căldurii cît mai mic;

— să se curețe uşor mecanic sau cu jet de apă, nepermiţînd să se facă depozitări între rosturile îmbrăcămintei;

— să se poată repara uşor, permiţînd înlocuiri parţiale în cazul unor deteriorări;

— să fie impermeabile şi rezistente la acţiunea umezelii, permiţînd a se face curăţirea prin spălare cu apă sub presiune (2—3 atm) şi uscare cît mai rapidă;

— să permită dezinfectarea cu dezinfectanţi lichizi şi fierbinţi;

— să fie nealunecoase, pentru a evita alunecarea animalelor şi provocarea de loviri sau fracturi;

— să fie neproducătoare de praf, pentru a se putea menţine în grajd o atmosferă respirabilă şi cît mai multă curăţenie;

— să fie ieftine, respectiv să nu necesite cantităţi mari de materiale costisitoare sau manoperă cu calificare specială;

— să se execute prin metode industriale şi cu materiale ce se găsesc curent în ţară.

În prezent, soluţiile curente folosite pentru îmbrăcămintea pardoselilor la grajduri şi padocuri sînt: asfaltul turnat, betonul de ciment sau cărămida obişnuită aşezată pe cant sau pe lat.

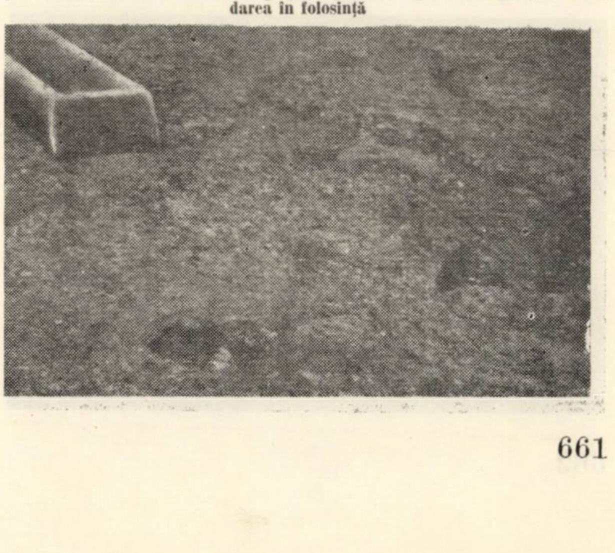
Aceste tipuri de pardoseli, pe lîngă faptul că nu îndeplinesc majoritatea condiţiilor necesare arătate, au şi inconvenientul că se degradează foarte uşor, iar sub acţiunea greutăţii animalelor se produc denivelări în care se adună reziduuri fiziologice, de hrană şi paie, fapt care face ca pardoseala să fie neigienică, constituind un focar permanent de infecţie.

În figura 1 se vede o pardoseală de beton de ciment de la grajdul de porcine de la I.C.Z. Săftica, degradată la circa patru ani de la darea în folosinţă. De asemenea, în figurile 2, 3 şi 4 se pot constata degradări care au apărut după patru ani de exploatare la pardoselile de cărămidă. În ceea ce priveşte pardoselile de asfalt turnat, acesta se denivelează foarte uşor, datorită scurgerii lente a bitumului sub greutatea animalului şi în afară de aceasta, la temperatura corpului se moaie, prinzînd părul animalului, depilîndu-l şi provocîndu-i răni.

2. CERCETĂRI DE LABORATOR

Pentru realizarea acestor condiţii tehnice cerute de Institutul de cercetări zootehnice, I.C.M.P.C. a făcut studii împreună cu INCERC, încă din 1963—1964 pentru obţinerea

Fig. 1. Pardoseală din beton la un grajd de porcine, degradată după 4 ani de la darea în folosinţă



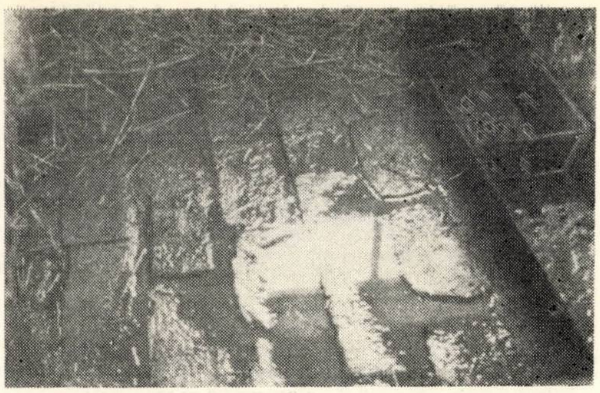


Fig. 2. Pardoseală de cărămidă după patru ani de la darea în folosință

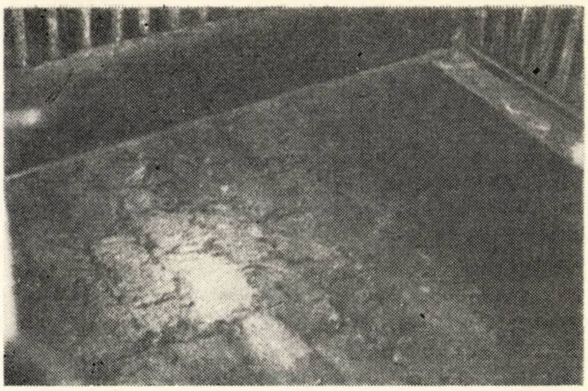


Fig. 3. Pardoseală de cărămidă după 4 ani de a darea în folosință

unor blocuri ceramice cu goluri interioare care să aibă un coeficient de conductibilitate termică mic, precum și diferite soluții de impregnare a acestora în scopul impermeabilizării și măririi rezistenței pardoselilor la acțiunea dezinfectanților folosiți în exploatare.

De asemenea, s-a urmărit ca produsul realizat să aibă un preț de cost apropiat de cel al pardoselilor de cărămidă arsă dublu presată, folosite în prezent. S-a urmărit astfel realizarea unui produs ieftin, din materii prime ușor accesibile (argile comune care constituie materia primă pentru fabricarea cărămizilor), în scopul realizării produsului în oricare regiune a țării și în condițiile existente în actualele fabrici de cărămidă din R.S. România.

Argilele folosite au fost nedegresate și degresate cu diferiți degresanți ca : nisip, rumeguș, mangal.

Ca materii prime de impregnare s-au folosit :

— mase plastice (poliuretani, rășini carbamidice, metilsiliconat de sodiu) ;

— bitum cu punct de înmuiere inel și bilă 96°C ;

— silicat de sodiu, clorură de sodiu, clorură de calciu sub forma unor soluții saturate.

Materiile prime folosite pentru masa ceramică au fost măcinate uscat pînă la o finețe de 10% pe sita cu diametrul ochiurilor de 0,9 mm.

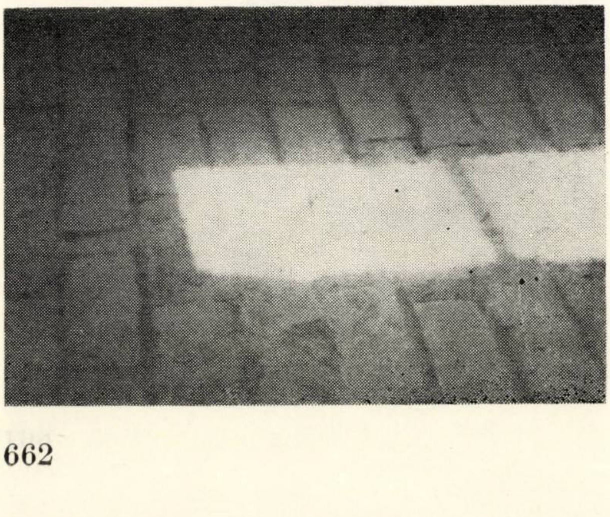
Practic, prin degresarea argilelor cu 30% nisip, porozitatea masei nu variază ; în schimb, se obțin produse cu pori mai mari (peste 1 μ), care se pretează bine la impregnare.

Prin degresarea cu rumeguș se obțin produse cu porozități ridicate, care se impregnează ușor, dar prezintă rezistențe mecanice mici (rezistența la compresiune 50 kgf/cm^2 și rezistența la uzură 12,1 mm).

Degresarea cu praf de cărbune dă produse cu rezistență la compresiune peste 70 kgf/cm^2, dar cu rezistență la uzură mică (13 mm).

Prin impermeabilizarea cu lac poliuretanic se obțin produse rigide, cu o bună rezistență la uzură și la atac chimic.

Fig. 4. Pardoseală de cărămidă după 4 ani de la darea în folosință



Impregnarea cu bitum este însă cea mai corespunzătoare din punctul de vedere al posibilităților de realizare și din punct de vedere economic.

Pe baza acestor cercetări de laborator s-a trecut la producerea unor blocuri ceramice de 200 × 180 mm (fig. 5) la fabrica ,,1 Mai'' din Bucov—Ploiești (conform normei interne a Ministerului Industriei Construcțiilor nr. 653-65).

Blocurile au avut fața superioară impregnată pe o adîncime de 40 mm într-o soluție de bitum în petrosin, concentrație 30%, impregnare obținută prin imersarea feței blocului timp de patru ore.

Aceste blocuri ceramice au avut un coeficient de conductibilitate termică de 0,65 kcal/mhgrd și un unghi de alunecare de 49°, față de acelea ale îmbrăcăminților de beton fin drișcuite, care sînt 1,65 kcal/mhgrd (pentru 10 cm grosime) și 35°.

EXPERIMENTĂRI

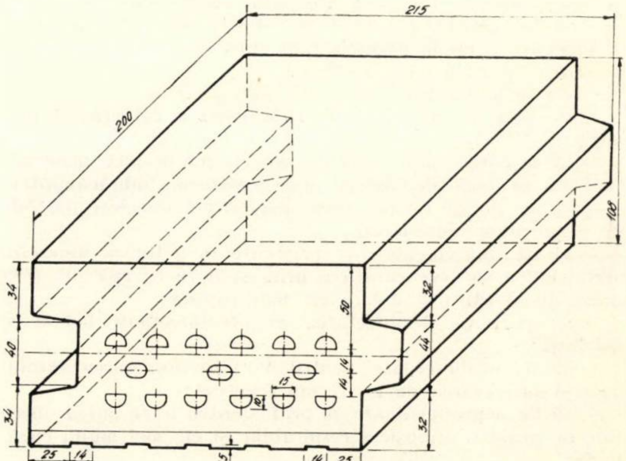
Pentru a se putea verifica aceste blocuri ceramice în condiții de exploatare, INCERC împreună cu I.C.Z. au experimentat în 1965, la Stațiunea Săftica, într-un grajd de porcine (secția Victoria) și într-un grajd de taurine (secția Corbeanca) patru structuri de pardoseală.

Structurile de pardoseli experimentate au fost următoarele :

La secția Victoria

Structura 1 (fig. 6) :
— îmbrăcăminte din blocuri ceramice,
— strat de nisip afînat în grosime de 3 cm,
— strat de balast compactat în grosime de 10 cm,

Fig. 5. Bloc ceramic pentru pardoseli de grajduri și padocuri



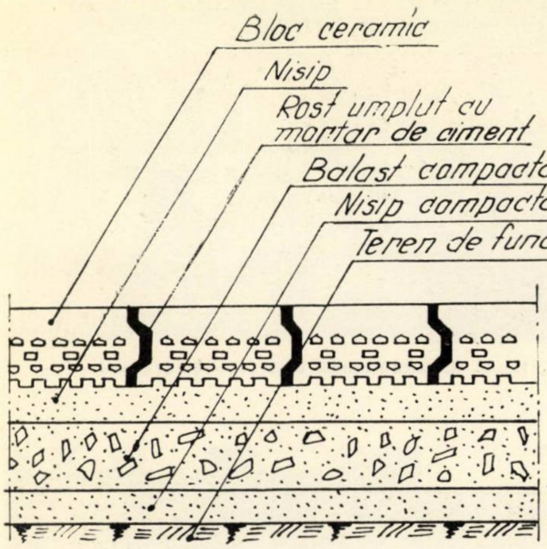

Bloc ceramic
Nisip
Rost umplut cu mortar de ciment
Balast compactat
Nisip compactat
Teren de fundație

Fig. 6. Structura pardoselii cu blocuri montate în pat de nisip pe strat suport elastic

- strat de nisip de egalizare și nivelare în grosime de 5 cm.

Structura 2 (fig. 7):

- îmbrăcăminte din blocuri ceramice,
- strat de nisip afînat în grosime de 5 cm,
- strat de beton B 100 în grosime de 7 cm,
- strat de balast compactat în grosime de 5 cm.

Structura 3 (fig. 6):

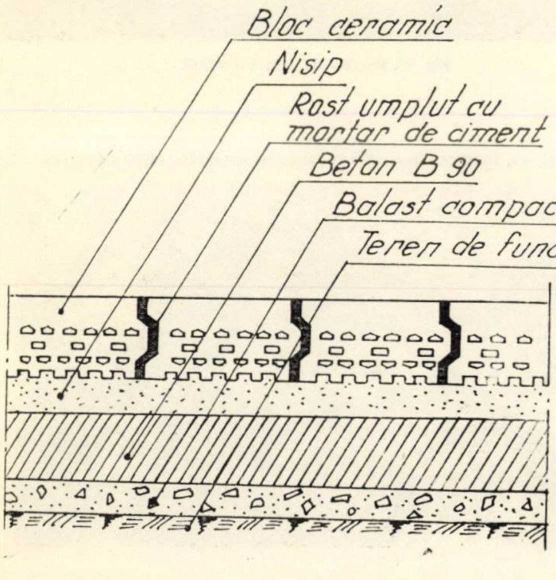
- îmbrăcăminte din blocuri ceramice,
- strat de nisip afînat în grosime de 5 cm,
- strat de argilă compactată în grosime de 10 cm.

Fiecare structură de pardoseală a fost aplicată în cîte o boxă dublă de la maternitatea de scroafe (boxă pentru scroafe și boxă pentru purcei).

La secția Corbeanca

Au fost experimentate structurile de pardoseli 1, 2 și 3, precum și

Fig. 7. Structura pardoselii cu blocurile montate în pat de nisip, pe strat suport rigid


Bloc ceramic
Nisip
Rost umplut cu mortar de ciment
Beton B 90
Balast compactat
Teren de fundație

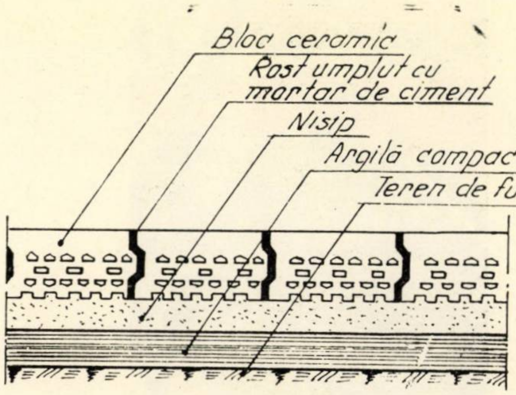

Bloc ceramic
Rost umplut cu mortar de ciment
Nisip
Argilă compactată
Teren de fundație

Fig. 8. Structura pardoselii cu blocurile montate în pat de nisip, pe strat suport din argilă compactată

Structura 4 (fig. 9):

- îmbrăcăminte din blocuri ceramice,
- mortar de poză cu un dozaj de 400 kg ciment la m^3, în grosime de 3 cm,
- strat de beton B 100 în grosime de 10 cm,
- strat de balast compactat în grosime de 5 cm.

Fiecare structură a fost experimentată pe suprafața destinată pentru două animale.

Au fost experimentate, deci, structuri de pardoseli avînd strat suport elastic (structurile 1 și 3), precum și structuri de pardoseli cu strat suport rigid din beton de ciment (structurile 2 și 4).

La structurile 1, 2 și 4 s-a urmărit în același timp și realizarea unui strat suport din materiale cu granule mari, care să aibă rolul de a rupe capilaritatea, împiedicînd astfel ridicarea apei capilare din teren și acțiunea ei asupra îmbrăcămintii.

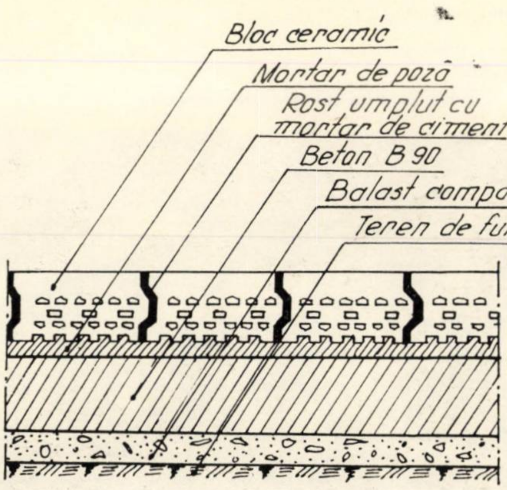
La structura 3 a fost prevăzut un strat de argilă sub nisipul de poză al blocurilor ceramice, pentru a se realiza un strat impermeabil la acțiunea apei din teren.

Îmbrăcămintea a fost aplicată în două soluții, și anume: prin așezare pe nisip (structurile 1, 2 și 3) și prin montare pe un strat de mortar de ciment (structura 4).

Înainte de execuția pardoselilor a fost înlăturat stratul de pămînt vegetal în grosime de circa 30 cm.

Stratul impermeabil de pămînt argilos (structura 3) a fost ușor umezit și apoi nivelat și bătut cu maiul manual pînă cînd nu s-a mai cunoscut urma acestuia. Grosimea stratului de pămînt argilos a fost înainte de batere de 12—13 cm, astfel că după baterea cu maiul a rezultat o grosime de 10 cm.

Fig. 9 Structura pardoselii cu blocurile montate în pat din mortar de ciment, pe strat suport rigid


Bloc ceramic
Mortar de poză
Rost umplut cu mortar de ciment
Beton B 90
Balast compactat
Teren de fundație

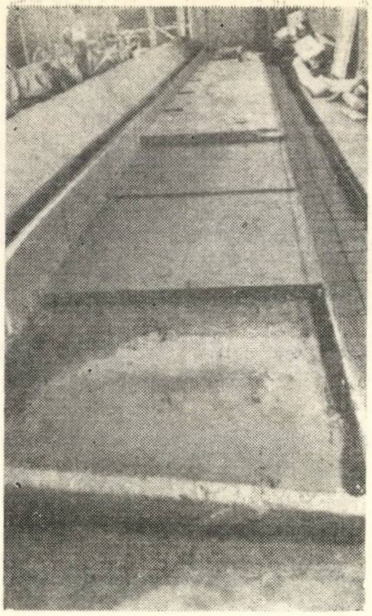


Fig. 10. Fază din executarea pardoselii (se văd straturile componente ale structurii)

Balastul a fost așternut în grosime de 5 sau 10 cm, direct pe pămînt sau pe un strat de egalizare din nisip. Stratul de balast a fost nivelat mai întîi cu dreptarul de lemn, apoi a fost stropit cu apă și compactat prin batere cu maiul de mînă. Stratul de balast a fost executat cu profilul exact al suprafeței pardoselii, adică cu panta respectivă (1 %) (fig. 10 și 11).

Stratul de beton a fost executat peste stratul de balast bine udat înainte de turnarea betonului, pentru a nu absorbi apa din betonul proaspăt turnat.

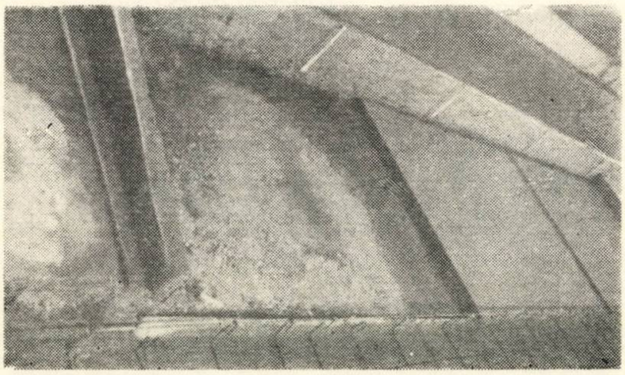
Îmbrăcămintea din blocuri ceramice a fost executată în două soluții, și anume : prin așezare pe nisip (structurile 1, 2 și 3) și prin montare pe un strat de mortar de ciment (structura 4) (fig. 12).

În cazul așezării blocurilor ceramice pe nisip, grosimea acestui strat a fost aleasă de 5 cm pentru structurile cu strat suport rigid și de 3 cm la structurile cu strat suport elastic, avînd în vedere rigiditatea stratului suport.

Blocurile au fost așezate în rînduri drepte, cu rosturi paralele, distanța dintre acestea fiind de maximum 1 cm (fig. 13 și 14). Rosturile au fost umplute prin turnare de mortar de ciment fluid, cu nisip 0—1 mm, avînd dozaj de 400 kg ciment la m^3.

Blocurile au fost astfel așezate, încît lamba sau ulucul să fie încastrat în betonul bordurii (fig. 15), ca să nu poată fi dislocate de animale.

Fig. 11. Fază din executarea pardoselii



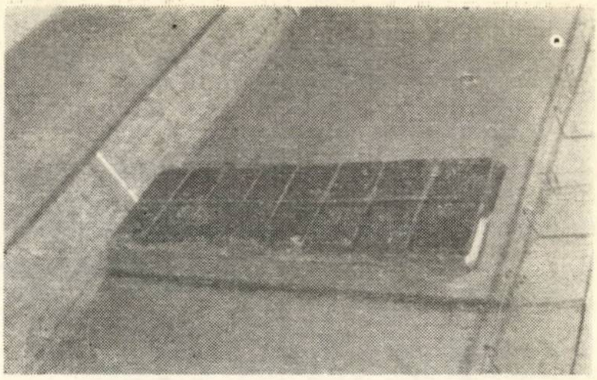


Fig. 12. Montarea blocurilor în pat de mortar de ciment

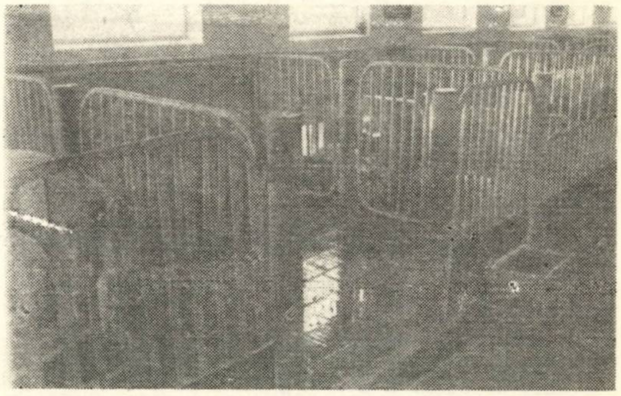


Fig. 13. Pardoseala gata executată (rosturile au maximum 1 cm)

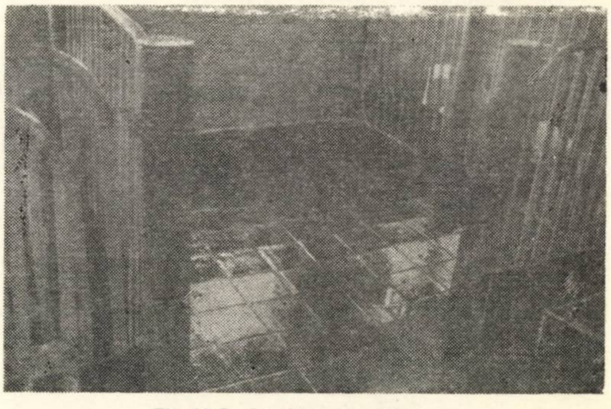
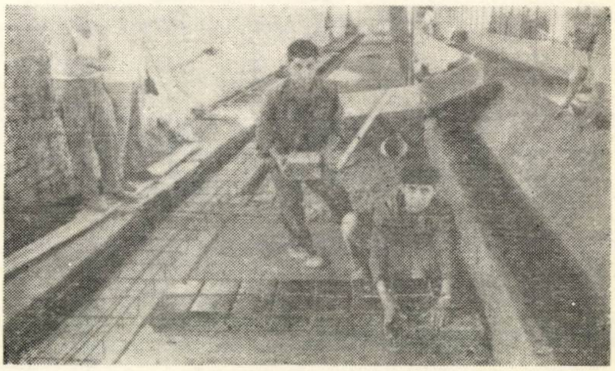


Fig. 14. Pardoseala gata executată

Fig. 15. Montarea blocurilor cu lamba încastrată în bordura de beton



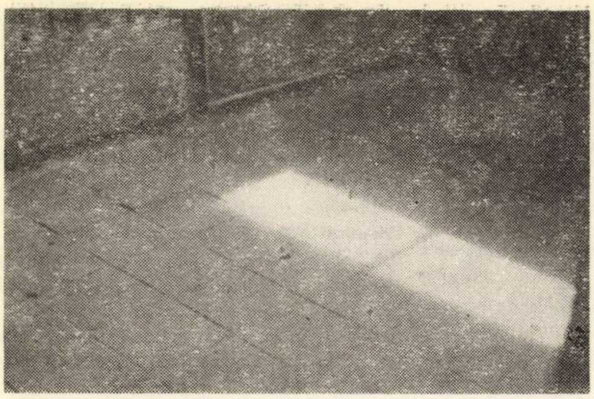


Fig. 16. Pardoseala din blocuri ceramice după patru ani de la darea în folosință

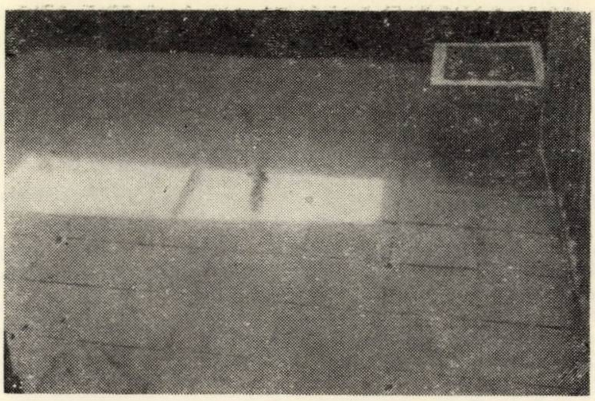


Fig. 17. Pardoseala din blocuri ceramice după patru ani de la darea în folosință

3. CAPACITATEA DE IZOLARE TERMICĂ A PARDOSELILOR

Din punctul de vedere al izolării termice, pardoselile trebuie să îndeplinească următoarele condiții:

— să aibă un coeficient de transmisie a căldurii cît mai mic, pentru ca pierderile de căldură ale grajdului să fie cît mai mici;

— să aibă o temperatură pe suprafață cît mai apropiată de cea a aerului interior, pentru a nu produce animalului senzația de rece datorită sporirii pierderilor de căldură prin radiație; de asemenea, la contact, organismul animal nu trebuie să aibă senzația de rece datorită măririi pierderilor de căldură prin conducție către pardoseală.

Transmisia căldurii prin pardoseală se exprimă prin coeficientul de transmisie termică la mijlocul patului animalelor.

Acest coeficient, pentru grajdurile de porcine la care patul este așezat lîngă perete, a fost de 0,39 m²hgrd/kcal (avînd în vedere coeficientul de conductivitate termică a blocurilor ceramice de 0,65 kcal/m² hgrd).

Pierderile de căldură descresc pe măsură ce patul este mai depărat de peretele exterior. Astfel, la soluția de pardoseală pentru grajdul de taurine, la care patul animalelor este la circa 1,5 m de pereții exteriori, pierderea de căldură este de 0,18 m²hgrd/kcal.

Pierderea de căldură prin pardoseală nu depășește 15% din pierderea totală a grajdului, valoare ce se înscrie în condițiile cerute din punct de vedere zootehnic.

Comportarea termică a pardoselilor la contactul cu organismul animal se poate judeca și după coeficienții de asimilare termică. Acești coeficienți arată proprietatea materialului de a ceda sau a absorbi mai repede căldura la schimbarea temperaturii pe suprafața sa.

Valoarea coeficientului de asimilare termică a fost de 8,15 kcal/m²hgrd pentru îmbrăcămintea din blocuri ceramice cu goluri. Această valoare este cu circa 65% mai mică decît asimilarea termică a betonului simplu, ceea ce indică o comportare la contact cu corpul animal mai bună în cazul îmbrăcămintei din blocuri ceramice, în comparație cu cea de beton.

CONCLUZII

— Îmbrăcămintea din corpuri ceramice se execută ușor, după o tehnologie asemănătoare cu aceea a executării îmbrăcăminților de cărămidă; pardoselile se pot da în exploatare la cîteva zile de la execuție. În plus, faptul că blocurile sînt prevăzute cu lamba și uluc asigură solidarizarea între ele a elementelor care constituie îmbrăcămintea, ducînd astfel la realizarea unei suprafețe plane. Blocurile au o greutate mică și pot fi manevrate de un singur om.

— Suprafața pardoselilor rezultă netedă, corespunzînd astfel uneia din condițiile zootehnice cerute.

— Suprafața pardoselii are o rezistență mai mare la alunecare decît aceea a pardoselilor de beton (unghiul de alunecare determinat în laborator este de 49° față de 35° cît a rezultat pentru pardoselile de beton fin drișcuit).

— Curățirea pardoselilor în timpul celor patru ani de exploatare s-a făcut ușor, cu mijloace simple, în comparație cu soluția clasică executată concomitent cu soluția experimentată de INCERC în același grajd și care prezintă degradări (fig. 1, 2, 3 și 4).

— Toate pardoselile pe strat suport de balast sau beton s-au comportat bine după circa patru ani de exploatare (fig. 16 și 17), neprezentînd denivelări sau tasări.

CRONICA

HOTĂRÎREA

plenarei Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din 9 noiembrie 1968

Plenara Cosiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor, luînd în dezbatere „Expunerea cu privire la aderarea Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor la Frontul Unității Socialiste", își exprimă acordul deplin față de măsurile adoptate de Plenara C.C. al P.C.R. din 24—25 octombrie 1968, pentru întărirea continuă a unității moral-politice a poporului muncitor, a frăției dintre oamenii români și ai naționalităților conlocuitoare, a coeziunii națiunii noastre socialiste.

Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor are ferma convingere că înființarea Frontului Unității Socialiste va contribui la accelerarea progresului economic, social, politic și cultural în țara noastră, la afirmarea mai puternică a rolului conducător al clasei muncitoare în societate, la întărirea alianței, frăției și unității indestructibile între toți oamenii muncii, în jurul Partidului Comunist Român și al Comitetului său Central în frunte cu tovarășul Nicolae Ceaușescu.

În numele intelectualității tehnice, plenara Consiliului Național al Ingine-

rilor şi Tehnicienilor îşi exprimă adeziunea deplină la politica partidului şi statului, ataşament neclinit faţă de cauza socialismului în patria noastră şi hotărîrea fermă de a-şi consacra, fără răgaz, toate forţele, energia şi priceperea, pentru înfăptuirea operei istorice de desăvîrşire a construcţiei socialiste în Republica Socialistă România.

Dînd expresie sentimentelor şi convingerilor participanţilor la plenară, ca şi aspiraţiilor tuturor inginerilor şi tehnicienilor din ţara noastră, plenara hotărăşte :

1. Aderarea Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor la Frontul Unităţii Socialiste.

2. Desemnarea, ca reprezentanţi ai CNIT în Consiliul Naţional al Frontului Unităţii Socialiste, a următorilor tovarăşi :

— Prof. emerit ing. C. Dinculescu — preşedintele CNIT

— Prof. dr. ing. O. Rusu — vicepreşedinte al CNIT

— Ing. Maria Raţiu — Uzinele textile din Botoşani

— Ing. George Pipu Bîrsan — Uzinele de tractoare Braşov

— Ing. Nicolae Pop — Uzinele de mase plastice Bucureşti

Participînd la activitatea Frontului Unităţii Socialiste, Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor înţelege să-şi aducă o contribuţie efectivă şi susţinută la întărirea continuă a unităţii poporului, a tuturor oamenilor muncii, indiferent de naţionalitate, la consolidarea coeziunii naţiunii noastre socialiste, imensă forţă de progres material şi spiritual în România socialistă.

Plenara exprimă hotărîrea întregii intelectualităţi tehnice din România de a milita cu toate forţele şi energia pentru continua întărire a Frontului Unităţii Socialiste şi intensificarea participării la înfăptuirea amplului program elaborat de partid pentru desăvîrşirea construcţiei socialiste în patria noastră.

Expoziţia industrială suedeză

În pavilionul de expoziţii de pe malul lacului Herăstrău din Bucureşti a avut loc, între 8 şi 16 octombrie a.c., Expoziţia industrială suedeză.

Organizată de Consiliul de export suedez în colaborare cu 47 de firme, expoziţia şi-a propus să prezinte dezvoltarea industriei suedeze, în scopul de a pune la dispoziţia pieţei româneşti metodele şi realizările, cum şi experienţa experţilor suedezi.

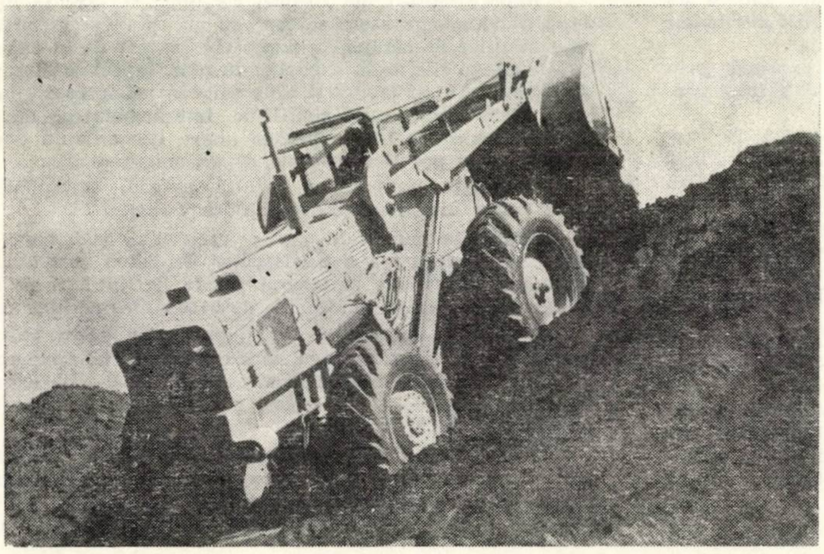


Fig. 1. Încărcătorul LM 840 produs de firma Volvo. Transmisie pe toate roţile, putere de acţionare hidraulică, greutate totală 9,1 t, raza de viraj 5,5 m, capacitatea cupei 1,2—2,5 m³.

Gama largă a exponatelor, începînd cu machetele şi imaginile oţelăriilor, rafinăriilor de petrol, instalaţiilor pentru industria chimică, farmaceutică, alimentară, agricolă, industria constructoare de maşini, industria construcţiilor şi a materialelor de construcţii, continua cu maşini de birou, instalaţii de ambalaj, maşini rotaprint şi ofset etc.

Un mare număr de firme au prezentat utilaje, echipamente, instalaţii şi materiale de construcţii. Astfel, firma Alimak produce ascensoare pentru şantiere, cu înălţimi de ridicare pînă la 300 m şi platforme suspendate cu schele de urcare pentru executarea faţadelor, iar Atlas Copco a prezentat utilaje pentru finisarea construcţiilor.

Pentru forajul găurilor de fundaţie, firma Bergman Borr construieşte ciocanul perforator Pionjär, cu motorul în doi timpi montat în maşină, avînd o greutate de 28 kg, deci uşor de manevrat. El poate fi folosit şi pentru săpături în roci, asfalt, beton etc.

În cadrul expoziţiei s-au mai putut vedea utilaje grele de şantier ca : excavatoare, utilaje de încărcare, basculante, utilaje pentru transportat materialele pulverulente, produse de firmele Kockum, Kiruna, Hägglund şi Volvest, cum şi pompele electrice submersibile pentru şantierele de construcţie, produse de trustul Flygt, folosite pentru îndepărtarea apelor reziduale.

Pentru vibrarea betonului şi pentru etanşarea pardoselilor, firma Vibro-Verken a prezentat vibratoare de profunzime cu diametrul între 26 şi 140 mm, vibratoare cu plăci pentru acţionarea electrică, hidraulică şi pneumatică cum şi vibratoare grele de 23 t.

În domeniul materialelor de construcţie au fost prezentate produsele firmei Höganäs : cărămizi refractare rezistente la acizi, dale pentru pardoseli şi pentru placarea ferestrelor, conducte cu glazură, toate obţinute prin prelucrarea argilei, alte materiale rezistente la acizi şi produse plastice.

Expoziţia separată ,,Suedia construieşte'' a prezentat dezvoltarea sectorului de construcţii din Suedia, accentuînd asupra necesităţii schimbului internaţional de experienţă în domeniul tehnicii şi al producţiei de construcţii.

Expoziţia s-a ocupat printre altele de următoarele domenii : materiale şi produse, standardizare, normare, elemente prefabricate, construcţii industriale etc.

În tot timpul duratei expoziţiei au avut loc o serie de conferinţe tehnice în domenii variate, prezentate de specialişti suedezi.

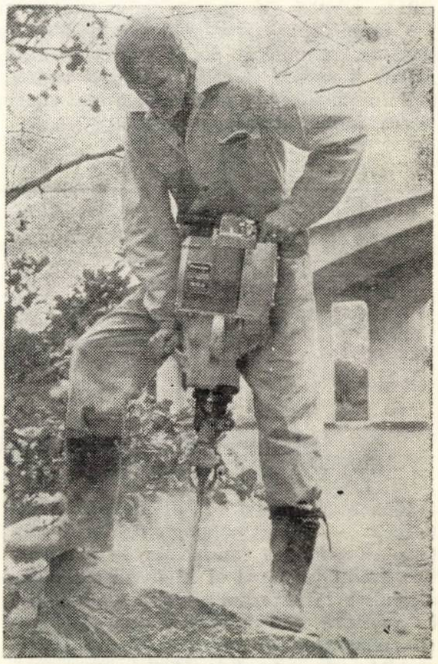


Fig. 2. Ciocan perforator Pionjär.

Maşini poloneze de construcţie

În cadrul simpozionului tehnico-ştiinţific „Maşini de construcţie şi rutiere fabricate în Polonia" organizat de Întreprinderea de comerţ exterior *Polimex* în Bucureşti, între 28 octombrie şi 1 noiembrie 1968 au avut loc demonstraţii cu noi maşini de construcţii pe unul din şantierele din Capitală.

Participînd la aceste demonstraţii, un redactor al revistei noastre a discutat cu ing. Boguslaw Jędrych, conducătorul tehnic al demonstraţiilor.

— Vă rugăm să ne spuneţi care este specificul întreprinderii *Polimex*.

— *Polimex* este o întreprindere pentru import şi export de maşini şi instalaţii terasiere şi de construcţie, de maşini şi instalaţii complete pentru industria chimică şi pentru industria alimentară. În domeniul exportului, dominantă este vînzarea de maşini terasiere şi de construcţie fabricate de zeci de uzine noi, cum şi de uzine vechi cu tradiţie în industria construcţiilor de maşini. În afară de acestea, institutele de cercetare, de proiectare, laboratoarele institutelor de învăţămînt superior sînt preocupate permanent de găsirea de noi soluţii tehnice la nivel mondial.

— Prin ce se caracterizează maşinile exportate de *Polimex*?

— În primul rînd, constructorii sînt preocupaţi de o execuţie solidă, verificată de unităţile de cercetare ştiinţifică. Apoi, pentru a asigura precizia manevrării, o greutate cît mai redusă a maşinii, cum şi o funcţionare corectă, se folosesc din ce în ce mai des sisteme hidraulice de acţionare şi comandă.

Pentru asigurarea unei producţii de asemenea maşini la nivel mondial, noi cumpărăm licenţe, pentru a putea satisface în mod corespunzător cerinţele pieţei.

— Puteţi să ne indicaţi cîteva licenţe străine pe care le folosiţi în producţia maşinilor de construcţii?

— Pe baza documentaţiei firmei engleze Jones şi în colaborare cu această firmă, producem macaraua cu o capacitate de 35 t. Producţia excavatorului KM-251 are la bază licenţa firmei engleze Priestman. Din Republica Federală a Germaniei au fost cumpărate o serie de licenţe în baza cărora se produc în prezent excavatoare hidraulice, rulouri pe pneuri, precum şi unele elemente ale sistemelor de acţionare şi comandă. În afară de acestea, la mai multe maşini sînt folosite motoarele fabricate în Polonia după licenţa Henschel şi Leyland.

— Ne-ar interesa să ne faceţi o scurtă prezentare a maşinilor la a căror demonstraţie asistăm.

— Pentru lucrul în soluri mai uşoare, prezentăm maşina de încărcat hidraulică L-1 cu braţ rotativ şi cu capacitatea de 0,8 m^3, folosită la încărcarea materialelor pulverulente în orice tip de vehicul pe pneuri şi în vagoane de cale ferată. Ea poate fi folosită şi ca automacara cu o forţă de ridicare de 1 500 kg. Maşina este compusă dintr-un şasiu automobil şi dintr-un ansamblu de lucru.

Al doilea utilaj, L-2, este tot o maşină de încărcat autopropulsată, cu capacitatea lingurii de 1,25 m^3, folosită la săparea şi încărcarea pămîntului în mijloace grele de transport. Sistemul de acţionare este motorul Leyland VE-400. Ceea ce este de remarcat la această maşină este faptul că la construcţia ei s-a aplicat un sistem de viraj care asigură o manevrare uşoară şi datorită căruia se obţine un drum foarte scurt al ciclului de lucru.

Automacaraua hidraulică HDS-3, cu puterea de ridicare de 1,5 tf, poate fi montată pe şasiuri de diferite tipuri cu o capacitate portantă de circa 5 tf, datorită unor dispozitive universale de prindere. Ea este utilizată pentru lucrări de transbordare pe autocamioane, remorci şi vagoane de cale ferată şi pe autocamioanele pe care este montată.

— În afară de maşinile pe care le-am văzut în acţiune, ce produse noi mai puteţi oferi sectorului de construcţii?

— România a importat din Polonia un număr important de macarale-turn, automacarale, macarale autopropulsate, boburi, excavatoare universale, sonete etc. Pentru viitorul apropiat oferim macarale de tip Jones montate pe şasiu cu şenile, cu capacitate maximă de ridicare de 40 tf, macarale autopropulsate cu o capacitate maximă de ridicare de 25 tf, pentru lucrările de transbordare şi montare, cum şi pentru montarea construcţiilor metalice în interiorul şi în exteriorul clădirilor, autobetoniere etc.

O dată cu livrarea maşinilor, *Polimex* asigură şi asistenţa tehnică, reviziile periodice, înlăturarea eventualelor defecte şi înlocuirea pieselor deteriorate.

— Pentru dezvoltarea exportului în România, ce măsuri înţelegeţi să luaţi?

— Întreprinderea *Polimex* intenţionează să organizeze o filială în România, care să întreţină legături permanente cu beneficiarii în vederea cunoaşterii felului în care lucrează maşinile şi a necesităţilor sectorului de construcţii pentru a-i putea furniza eventual maşini proiectate special.

Adunarea generală anuală a Institutului Internaţional de Sudură (Varşovia, iulie 1968). Lucrările comisiei XV „Principiile proiectării şi executării construcţiilor metalice"

Institutul Internaţional de Sudură (I.I.S.), cu sediile la Londra şi Paris şi care are ca membre 33 de ţări de pe toate continentele, ţine adunările generale anuale într-una din ţăile membre. În cadrul acestor adunări generale, comisiile de specialitate îşi prezintă rapoartele de activitate, precum şi lucrările de cercetare teoretice şi experimentale realizate în cadrul subcomisiilor şi al grupelor de lucru.

În acest an, adunarea generală a Institutului Internaţional de Sudură a avut loc la Varşovia în intervalul 14—20 iulie.

O delegaţie română a participat la lucrările diferitelor comisii. Ca delegat la lucrările comisiei XV, „Principiile proiectării şi executării construcţiilor metalice", a participat conf. dr. ing. C. Dalban de la Institutul de construcţii Bucureşti.

La lucrările comisiei XV au participat delegaţi şi experţi reprezentînd 18 ţări: Anglia, Belgia, Canada, Cehoslovacia, Finlanda, Franţa, R. F. a Germaniei, Italia, Japonia, Olanda, Norvegia, Polonia, România, Spania, Ungaria, U.R.S.S., S.U.A. şi Iugoslavia.

În cele ce urmează vor fi prezentate principalele probleme care s-au discutat în cadrul acestei comisii şi care privesc în special construcţiile metalice sudate.

Subcomisia XV A, care se ocupă cu problemele calculului îmbinărilor sudate supuse la solicitări statice, a prezentat raportul final referitor la rezultatele seriei internaţionale de încercări privind îmbinările platbandelor suprapuse cu suduri în relief supuse la întindere. Experimentările au fost executate prin cooperare de 10 ţări, iar prelucrarea rezultatelor s-a efectuat de laboratorul Stevin de pe lîngă Politehnica din Delft (Olanda).

Privitor la această problemă a fost prezentată lucrarea „Rezultate ale încercărilor asupra asamblărilor cu suduri" elaborată de prof. ing. Victor Popescu şi conf. dr. ing. C. Dalban de la catedra de construcţii metalice a Institutului de construcţii din Bucureşti, realizată în colaborare cu centrul de cercetări al institutului. Cercetările efectuate la catedra de construcţii metalice au cuprins un cîmp mai larg de tipuri de îmbinări: paralel cu încercarea îmbinărilor sudate solicitate la întindere, au fost executate experimentări asupra îmbinărilor supuse la compresiune, care în unele cazuri prezintă o comportare şi o rezistenţă diferită de a celor supuse la întindere. Lucrările experimentale ale catedrei s-au extins şi asupra îmbinărilor supuse la încovoiere, punîndu-se în evidenţă comportarea plastică ce precede ruperea propriu-zisă. Lucrarea a fost bine apreciată de delegaţii participanţi la lucrările comisiei XV; ea va a fi studiată de un cerc mai larg de specialişti, discuţiile finale urmînd să aibă loc la adunarea comisiei XV din 8—9 noiembrie 1968 de la Delft-Olanda.

Subcomisia XV A a prezentat de asemenea rezultatele unor încercări efectuate la Delft privind lungimea activă a cordoanelor de sudură în îmbinări realizate între stîlpi şi rigle avînd secţiunea în dublu T sau chesonată, cînd sînt sau nu sînt prevăzute nervuri de rigidizare.

O serie de cercetări experimentale au fost efectuate în ultima perioadă în cadrul subcomisiei XV A în scopul de a stabili influenţa eforturilor unitare normale, paralele cu cordoanele de sudură în relief supra rezistenţei acestora. Rezultatele obţinute, deşi parţiale, permit să se tragă o serie de concluzii interesante, care urmează a fi completate de experimentările ulterioare.

Avînd în vedere extinderea folosirii elementelor metalice din profile cu pereţi subţiri, atît în domeniul construcţiilor, cît şi al maşinilor, s-a hotărît să se studieze constituirea unei subcomisii sau a unei grupe de lucru care să se ocupe cu problemele privind comportarea şi calculul îmbinărilor sudate ale acestor elemente şi în special cu sudurile prin puncte.

Privitor la stadiul actual al încercărilor la oboseală ale elementelor sudate s-a constatat că există un mare număr de încercări experimentale în diferite ţări. În normele de proiectare respective sînt prezentate valori numerice sau sub forma unor diagrame care dau rezistenţa la oboseală pentru diferite tipuri de elemente şi îmbinări în funcţie de caracteristica ciclului. În unele norme se face o diferenţiere a rezistenţelor la oboseală în funcţie de calitatea execuţiei îmbinărilor; pentru fiecare tip de îmbinare sînt prezentate două curbe, corespunzînd unei execuţii de calitate superioară şi respectiv unei execuţii de calitate obişnuită. Întrucît se constată diferenţe între valorile rezistenţelor la oboseală cuprinse în normele de proiectare din diferite ţări, apare necesară o prelucrare centralizată a datelor existente, şi completarea lor cu o serie de experimentări axate pe anumite aspecte încă insuficient studiate.

Pentru rezolvarea acestor probleme, în scopul unei mai juste aplicări în domeniul construcţiilor metalice a rezultatelor obţinute la încercările la oboseală efectuate în cadrul comisiei XIII, s-a hotărît formarea unei grupe de lucru mixte cu participarea de delegaţi din cadrul comisiilor XV şi XIII. Această grupă urmează să elaboreze un material de sinteză care să fie pus la dispoziţia proiectării.

Privitor la solicitarea reală a construcţiilor metalice la oboseală s-a luat în discuţie problema înlocuirii rezistenţei la oboseală determinată pe baza încărcărilor variabile cu amplitudine constantă, cu rezistenţa la rupere produsă de încărcările reale cu amplitudine variabilă (spectrul de încărcări), ceea ce ar permite majorarea rezistenţelor de calcul în anumite cazuri de solicitare, cînd încărcarea maximă s-ar realiza mai rar. S-a ajuns la concluzia că în prezent se dispune de prea puţine date experimentale în ceea ce priveşte fenomenul de oboseală în cazul unor încărcări cu amplitudini variabile, că laboratoarele, în majoritatea lor, nu dispun încă de maşini care să reproducă spectrele de încărcări şi că lipsesc informaţii cu caracter statistic asupra modului de variaţie a sarcinilor în diferite cazuri reale. Metoda prezintă însă interes şi ca atare se propune să se ia în studiu problema dezvoltării acestei ramuri de perspectivă în domeniul experimentărilor şi studiului fenomenului de oboseală.

Subcomisia D a prezentat ,,Recomandările privind proiectarea şi execuţia construcţiilor sudate din aluminiu sau aliaje de aluminiu-magneziu'', împreună cu raportul de activitate al acestei subcomisii. Cu acest material prezentat se încheie o etapă de activitate a acestei subcomisii. Lucrarea a fost avizată favorabil în vederea publicării.

Pentru viitor, subcomisia şi-a propus să abordeze alte probleme privind construcţiile sudate din aliaje de aluminiu, elaborînd recomandări pentru proiectare şi execuţie şi pentru alte tipuri de aliaje.

Grupa de lucru nr. 3 a prezentat referatul ,,Clasificarea îmbinărilor pentru controlul de calitate''. Materialul prezentat precizează că în prezent clasele de calitate pentru îmbinările sudate se diferenţiază între ele în funcţie de mărimea şi numărul defectelor şi de gruparea lor într-un cordon. Clasele de calitate însă, pot diferi de la o construcţie la alta în funcţie de cerinţele exploatării. În referatul sus-menţionat se face o precizare a factorilor care impun o anumită clasă de calitate pentru o îmbinare sudată, referindu-se la oţelurile carbon şi slab aliate folosite în construcţii metalice, cu excepţia celor supuse unor tratamente termice de îmbunătăţire. Factorii care diferenţiază clasele de calitate ale sudurilor, indicaţi în această lucrare, sînt: calitatea oţelului, valoarea eforturilor statice sau dinamice care solicită îmbinarea, temperatura de exploatare în corelaţie cu temperatura de tranziţie a oţelului, grosimea piesei, stadiul de deformare plastică înainte sau după sudare, deformaţiile împiedicate, eventuala încrucişare a sudurilor, tratamente termice aplicate după sudare, rezistenţă la coroziune şi cerinţele de etanşeitate ale îmbinării, precum şi gravitatea distrugerii îmbinării pentru integritatea construcţiei în ansamblu. Urmează ca pentru fiecare tip de construcţie, în funcţie de factorii sus-menţionaţi, să se stabilească clasele de calitate pentru suduri.

În cadrul şedinţelor de lucru a fost analizat stadiul lucrărilor efectuate în cadrul subcomisiei XV C şi al grupei de lucru XV 1 referitor la alegerea oţelului pentru construcţiile sudate. S-a arătat că în prezent există în diferite ţări o serie de metode după care se apreciază tendinţa de rupere fragilă a oţelului şi că normele tehnice cuprind indicaţii privind alegerea oţelurilor pentru diferite tipuri de construcţii sudate în funcţie de particularităţile de exploatare. În R. F. a Germaniei se aplică metoda propusă de Deutscher Ausschuss für Stahlbau şi metoda similară preconizată de prof. Bierett, avînd la bază încercarea de încovoiere prin şoc. Metoda propusă de prof. Bierett, cu unele mici modificări, a fost adoptată şi de Comisia Europeană pentru Construcţii Metalice; şi în alte ţări sînt aplicate criterii bazate de asemenea pe încercarea de încovoiere prin şoc.

Totuşi, în prezent, se constată că există diferite puncte de vedere şi că în unele ţări sînt adoptate alte reguli pentru alegerea oţelului, în funcţie de domeniul de folosire. Printre acestea se poate cita metoda aplicată recent în Japonia.

Indiferent de metodele folosite privind aprecierea tendinţei de rupere fragilă, se urmăreşte să se facă o corelare justă între risc şi cost, ceea ce duce la o analiză foarte strînsă privind rigoarea cerinţelor impuse oţelului folosit în construcţii.

Problema ruperii fragile şi a alegerii oţelului, care a făcut şi obiectul unor ample discuţii în şedinţele de lucru ale comisiilor IX şi X, este încă departe de a fi elucidată. Comisia XV îşi propune să numească un delegat permanent la comisia IX F, care să raporteze în fiecare an comisiei XV rezultatele obţinute în urma experimentărilor. Subcomisiei XV C îi revine sarcina să elaboreze instrucţiuni cu caracter de recomandare care să fie puse la dispoziţia proiectanţilor.

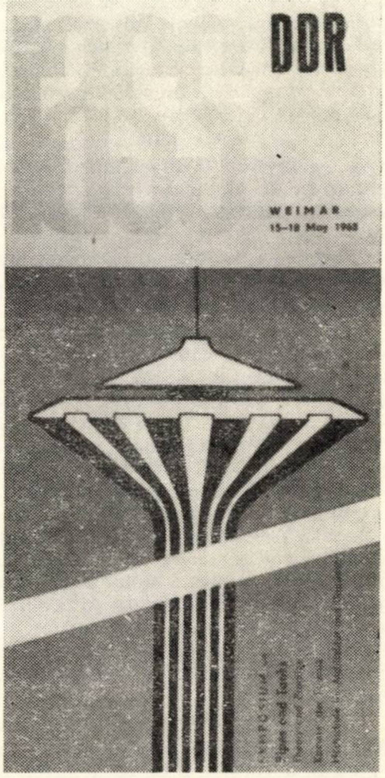
CONCLUZII

Din desfăşurarea şedinţelor de lucru ale comisiei XV, la care am participat ca delegat, a rezultat că problemele dezbătute sînt de un deosebit interes şi actualitate pentru construcţiile metalice sudate, indiferent de domeniul lor de aplicare. Metoda folosită de I.I.S., prin care lucrările sînt multiplicate şi difuzate factorilor interesaţi înainte de desfăşurarea adunării generale, permite ca ele să fie aprofundate de participanţi, astfel încît în cadrul şedinţelor de lucru se pot purta discuţii şi aduce contribuţii valoroase.

Conf. dr. ing. C. Dalban

Simpozion ,,Tuburi şi rezervoare'' Weimar, mai 1968

În luna mai 1968, Asociaţia pentru construcţii a Camerei tehnice din R.D.G. şi Şcoala superioară de arhitectură şi construcţii din Weimar au organizat la Weimar, sub auspiciile I.A.S.S. (Asociaţia Internaţională pentru Structuri din Pînze Subţiri) un simpozion internaţional cu tema ,,Tuburi şi rezervoare''.



Bucurîndu-se de o largă participare — au fost prezenţi peste 200 de specialişti din 27 de ţări * — lucrările simpozio-

---

* Din partea ţării noastre au participat, în afara subsemnatului, prof. ing. M. Mihăilescu de la Facultatea de construcţii din Cluj şi ing. Ciobanu de la I.P.I.P.-Ploieşti.

nului s-au desfăşurat în şase secţii şi anume :

— Secţia I A — *Alcătuirea, proiectarea şi dezvoltarea tuburilor şi rezervoarelor de beton.*

— Secţia I B — *Alcătuirea, proiectarea şi dezvoltarea tuburilor şi rezervoarelor metalice.*

— Secţia II A — *Analiza şi calculul structurilor de beton.*

— Secţia II B — *Analiza şi calculul structurilor metalice.*

— Secţia III A — *Prefabricare, execuţie şi avarii la tuburi şi la rezervoarele de beton.*

— Secţia III B — *Prefabricare, execuţie şi avarii la tuburi şi rezervoare metalice.*

Comunicările prezentate pentru simpozion fiind în general publicate*, în cadrul fiecărei secţii s-a prezentat cîte un raport general susţinut de personalităţi marcante, ca prof. dr. ing. Ballesteros (Mexic), prof. dr. ing. R. Krapfenbauer (Austria), prof. dr. ing. G. Franz (R.F.G.), prof. dr. ing. E. Hampe (R.D.G.), prof. dr. ing. F. Bornscheuer (R.F.G.), doc. dr. tehn. V. Krupka (Cehoslovacia), prof. dr. tehn. Haidukov (U.R.S.S.), prof. dr. ing. A. Mitzel (Polonia), dr. tehn. J. Kozak (Cehoslovacia) şi ing. Drescher (R.D.G.).

Cele aproape 40 de comunicări sintetizate în rapoartele generale şi cele peste 35 de intervenţii (cele mai multe adevărate „comunicări") în cadrul discuţiilor pe marginea acestor rapoarte au marcat interesul pe care specialiştii din lumea întreagă l-au acordat acestui simpozion.

Aşa cum a arătat prof. dr. ing. E. Hampe în referatul său final, Simpozionul I.A.S.S. de la Weimar a reuşit să ia poziţie faţă de probleme importante actuale ale construcţiei de rezervoare şi tuburi şi să scoată în evidenţă noi probleme. Astfel, s-a arătat necesitatea unei cît mai strînse colaborări între arhitecţi şi ingineri şi s-a subliniat importanţa unor probleme ca :

— introducerea şi lărgirea utilizării materialelor plastice ;

— orientarea către procedeele tehnologice care pot să asigure o cît mai mare productivitate ;

— posibilitatea realizării continuităţii lucrului la rezervoare şi în timpul iernii ;

— necesitatea corelării calculelor efectuate pe schema idealizată a structurilor cu condiţiile reale şi abaterile inevitabile la execuţie.

S-a scos în evidenţă, de asemenea, interesul pe care îl prezintă construcţiile pneumatice pentru realizarea spaţiilor de depozitare a lichidelor, arătîndu-se însă că, în prezent, există un decalaj între posibilităţile teoretice şi de calcul, şi cele ale condiţiilor tehnice de execuţie.

În ceea ce priveşte orientarea de viitor în problema tuburilor şi rezervoarelor, prof. E. Hampe a arătat că din lucrările simpozionului se desprind următoarele direcţii principale :

— evidenţierea situaţiilor critice care duc la avarii ;

— analiza concretă a prescripţiilor naţionale pentru calculul, execuţia şi controlul calităţii lucrărilor ;

— coordonarea internaţională a studiilor, pentru evitarea sau reducerea paralelismului şi realizarea unui schimb rapid de informaţii ;

— analiza avariilor şi cauzelor lor, evidenţiindu-se separat cazurile datorite materialelor, execuţiei, soluţiei constructive sau calculului static necorespunzător ;

— necesitatea urmăririi de lungă durată a comportării rezervoarelor.

În concluzie, prof. E. Hampe a apreciat că Simpozionul I.A.S.S. de la Weimar este un început foarte util, care trebuie continuat.

Ing. L. Lőbel

---

* Publicaţiile primite de subsemnatul se pot consulta la biblioteca INCERC.

RECENZII

Adrian Gheorghiu, Virgil Dragomir

PROBLEME DE REPREZENTARE A STRUCTURILOR CONSTRUCTIVE

Editura tehnică, Bucureşti, 1968
298 pagini, 334 figuri

Problemele de desen şi reprezentare au fost tratate foarte puţin în ultimii ani, de aceea titlul lucrării de faţă reprezintă o noutate tematică în publicaţiile de construcţii.

Atîta vreme cît avem de calculat, proiectat şi apoi de executat structuri *plane*, reprezentarea lor nu ridică dificultăţi.

Am ajuns însă într-un stadiu de dezvoltare cînd structurile *spaţiale* s-au impus în mod hotărîtor prin eficienţa lor, prin concepţia lor raţională, ilustrată de nenumărate exemple din natură.

Ceea ce trebuie să reprezentăm nu mai este planul, ci spaţiul. Totdeauna o problemă nouă necesită o soluţie nouă.

Meritul celor doi autori, o fericită colaborare între un arhitect şi un inginer, este că au ştiut să distingă una din problemele majore, au studiat-o şi au ştiut să dea răspunsul sub forma unei lucrări valoroase.

Este foarte sugestiv să cităm în această privinţă din prefaţa autorilor : „Cunoştinţele geometrice şi mai ales de geometria reprezentărilor au rămas în urma posibilităţilor calculului de statică şi rezistenţă, a variatelor structuri constructive. Iar lipsa acestor cunoştinţe — de la început împletite cu cele de statică şi rezistenţă — îngreuiază şi chiar frînează atît conformarea spaţială, prealabilă pentru calcul — deci actul creator — cît şi acea continuă şi reciprocă verificare între forma statică, rezistenţă şi estetică, deci tocmai studiul complex al acestor structuri constructive şi definitivarea lor în proiect" *.

Cartea este concepută în trei părţi, din care prima (Desenul perspectiv, statica şi estetica construcţiilor) are drept obiect prezentarea tehnicii de lucru, anume desenul de perspectivă paralelă şi axonometric.

În partea a doua (De la suprafeţe geometrice la plăci curbe subţiri) se dau o serie de definiţii şi de proprietăţi geometrice ale suprafeţelor, apoi se dau clasificări şi descrieri bazate pe natura curburii totale a suprafeţei. Paraboloidul hiperbolic larg utilizat în construcţii este studiat mai amplu. Textul este bogat ilustrat cu fotografii de lucrări executate.

Ultima parte (De la poliedre la structuri constructive reticulate) tratează despre o gamă întreagă de structuri, unele reticulate, altele poliedrate.

Cartea mai are meritul de a da o imagine a preocupărilor şi căutărilor pe plan internaţional, ale arhitecţilor şi inginerilor, de a realiza noi structuri raţionale, economice şi estetice. Fiind o lucrare nouă în limba română, terminologia adecvată a trebuit să fie creată, sarcină pe care cei doi autori au rezolvat-o în mod inspirat.

O ultimă menţiune, cu privire la prezentarea grafică, care este plăcută şi la execuţia excelentă a desenelor.

Dr. ing. M. Soare

---

* În această privinţă vom cita exemplificativ un pasaj dintr-o conferinţă a celebrului constructor mexican Felix Candela : „...Dar plăcile subţiri cu dublă curbură sînt aproape imposibil de reprezentat pe hîrtie, desigur cu excepţia celor mai simple tipuri de cupole de rotaţie. Oricine s-a ocupat cu acest tip de construcţie ştie prea bine explicaţiile greoaie şi corecţiile care trebuie să fie făcute la faţa locului, oricîte planşe vor fi fost prevăzute".

MŰSZAKI KÖNYVTÁRES MENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

E 1688

1983

SUMAR GENERAL PE ANUL 1968

CALCULUL, TEORIA ŞI INCERCAREA CONSTRUCŢIILOR

Agent R., Jacotă H. : **Rigle de cadru curbe şi frînte, tabele şi rigidităţi, coeficienţi de transmitere, momente de încastrare perfectă şi reacţiuni**, nr. 3, p. 132.

Bălăuţă I. : **Contribuţii la introducerea calculului probabilităţilor la dimensionarea elementelor de beton armat**, nr. 6, p. 287.

Brînzan I. : **Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un şir de goluri rectangulare**, nr. 2, p. 87.

Constantinescu Dan : **Asupra calculului eforturilor din precomprimare în structurile static nedeterminate**, nr. 9, p. 454.

Creţu M. : **Proiectarea la starea limită de rezistenţă a elementelor de beton armat cu secţiune dreptunghiulară solicitate la încovoiere oblică fără forţă axială**, nr. 10, p. 505.

Dascălu V. : **Consideraţii privind stabilirea efortului de control în armătura postîntinsă**, nr. 7, p. 354.

Dianu V., Istrate M., Momanu Gh. : **Scări ortopoligonale**, nr. 8, p. 412.

Dumitrescu Ida : **Privitor la traducerea datelor încercărilor nedistructive în rezistenţe ale betonului**, nr. 9, p. 457.

Keintzel E. : **Calculul simplificat al diafragmelor cu goluri nesimetrice la sarcini orizontale**, nr. 3, p. 128.

Lerner E. : **Asupra calculului diafragmelor la acţiuni seismice**, nr. 2, p. 61.

Mateescu D., Bota V. : **Grinzi compuse ,,oţel-beton'' cu eforturi iniţiale**, nr. 5, p. 225.

Munteanu I. I. : **Asupra conlucrării spaţiale a elementelor de rezistenţă la hale industriale metalice**, nr. 10, p. 513.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (I) Domeniu de aplicare. Principii de calcul**, nr. 4, p. 169.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (II) Grinzi continue**, nr. 5, p. 257.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (III) Cadre**, nr. 6, p. 284.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat la acţiunea forţei tăietoare. (IV) Plăci**, nr. 8, p. 401.

Petcu V., Pîrvu A. : **Capacitatea portantă a unei grinzi continue de beton armat realizată prin monolitizarea a două grinzi prefabricate**, nr. 9, p. 449.

Pohl E. : **Metode de încercare nedistructivă în practica construcţiilor în R.D.G.**, nr. 1, p. 12.

Posea N., Ruiu Ioana, Tetelbaum Viorica : **Calculul eforturilor de dimensionare în cadrele plane static nedeterminate de formă oarecare**, nr. 8, p. 393.

Ruşcă C. : **Hale industriale. Calculul cadrelor transversale cu grindă cu zăbrele prin metoda deformaţiilor**, nr. 3, p. 124.

Soare M. : **Probleme moderne în construcţii : structurile spaţiale**, nr. 11, p. 561.

Weissenberg M. : **Unele consideraţii privind calculul elementelor de beton armat la acţiunea forţei tăietoare**, nr. 8 p. 406.

CONSTRUCŢII SOCIAL-CULTURALE, DE LOCUINŢE, INDUSTRIALE, SPECIALE ŞI AGROZOOTEHNICE

Bălan V. : **Montajul prizei de aer de la C.I.C. Turnu-Măgurele**, nr. 7, p. 337.

Dumitrescu D., Popăescu, A., Damian Florica, Löbel L. : **Copertina metalică precomprimată la aripa deschisă a muzeului tehnic ,,Prof. ing. D. Leonida'' din Parcul Libertăţii-Bucureşti**, nr. 1, p. 8.

Erdelyi A., Mihul A., Zăicescu D. : **Sală de sport realizată din elemente spaţiale preturnate în oraşul Gh. Gheorghiu-Dej**, nr. 5, p. 247.

Krapfenbauer R. : **Tendinţe moderne în construcţii în Austria**, nr. 10, p. 518.

Leonte C., Mihai C., Mihul A. : **Plăci subţiri prismatice lungi de beton armat folosite la reconstruirea acoperişului unei săli de spectacole**, nr. 7, p. 344.

Mihul A., Cuciureanu A., Gherman V., Rotman S. : **Sisteme cutate cu secţiune variabilă alcătuită din dulapi precomprimaţi**, nr. 5, p. 263.

Mihul A., Vătăman D., Patraş M., Ionescu C., Grigorescu R. : **Consideraţii asupra structurii de rezistenţă a halei uzinei de fibre sintetice din Iaşi**, nr. 12, p. 623.

Popescu C., Gheorghiu N. : **Uzina de sîrmă şi produse de sîrmă Buzău. Construcţia halelor pentru secţia trăgătorie de oţel moale şi zincare**, nr. 1, p. 1.

Prager E. : **Perspective noi în execuţia centralelor termoelectrice**, nr. 2, p. 57.

Racoviţă M. : **Consolidări ale unor hale în urma schimbării sarcinilor climatice datorită extinderii**, nr. 6, p. 281.

Ruşcă C. : **Hale industriale cu un nivel**, nr. 12, p. 617.

Schiţco V. : **Stadiul actual al construcţiilor pentru gospodăriile de cărbune ale centralelor termoelectrice şi perspective de viitor**, nr. 3, p. 113.

BETON ARMAT PREFABRICAT ŞI BETON PRECOMPRIMAT

Brînzan I. : **Unele probleme privind rigiditatea diafragmelor din beton armat cu goluri**, nr. 4, p. 198.

Mihul A., Cuciureanu A., Gherman V., Rotman S. : **Sisteme cutate cu secţiune variabilă alcătuită din dulapi precomprimaţi**, nr. 5, p. 263.

Mihul A., Vătăman D., Cuciureanu A. : **Cercetări asupra betonului torcretat**, nr. 8, p. 422.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (I) Domenii de aplicare, Principii de calcul**, nr. 4, p. 169.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (II) Grinzi continue**, nr. 5, p. 257.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, a cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (III) Cadre**, nr. 6, p. 284.

Petcu V. : **Proiectarea grinzilor continue, cadrelor şi plăcilor de beton armat în domeniul plastic. (IV) Plăci**, nr. 8, p. 401.

Vasiliu D. : **Contribuţii la determinarea lucrabilităţii betonului**, nr. 2, p. 72.

MECANIZAREA CONSTRUCŢIILOR

Goran V., Ionescu M. : **Vibratoare pentru compactarea betonului produse în România**, nr. 11, p. 592.

Ionaşcu Gh. T. : **Consideraţii asupra vibratoarelor folosite la compactarea maselor de nisip**, nr. 7, p. 366.

Moiceanu I. : **Utilaje de mecanizare pentru prelucrarea armăturilor de oţel-beton**, nr. 7, p. 362,

Pană Gh. : **Tendinţe moderne în construcţia meselor vibrante**, nr. 12, p. 644.

Panţuru D. : **Modernizarea concasoarelor cu fălci**, nr. 6, p. 317.

FINISAJE, IZOLĂRI ŞI PROTECŢIE ANTICOROSIVA

Agent R. : **Extinderea utilizării schemei Kani la calculul iterativ al cîmpurilor termice**, nr. 11, p. 568.

Beiu E. : **Realizarea betoanelor aparente cu parament brut avînd suprafeţe netede şi în relief**, nr. 9, p. 480.

Costescu D. C., Cernescu Ana : **Finisarea pardoselilor din lemn şi lacuri pe bază de polimeri**, nr. 2, p. 92.

Davidescu Al., Dimitriu-Vîlcea E. : **Elemente de izolare a conductelor de termoficare îngropate direct în pămînt cu beton celular autoclavizat (spumos) şi cu vată minerală**, nr. 1, p. 20.

Dimitriu-Vîlcea E. : **Aplicarea metodei aproximaţiilor succesive la calculul cîmpurilor de temperatură plane staţionare**, nr. 11, p. 577.

Dimitriu-Vîlcea E., Herşcu M. : **Calculul termoeconomic al elementelor de construcţii şi al clădirilor**, nr. 4, p. 200.

Georgescu Şt. : **Influenţa inerţiei termice în proiectarea elementelor de construcţie**, nr. 7, p. 371.

Ilea Gh. : **Betoane aparente la ISCM-Craiova**, nr. 9, p. 495.

Lazăr Petre : **Determinarea proprietăților elastice ale materialelor fonoizolatoare prin cercetări de laborator**, nr. 4, p. 183.

Munteanu G. : **Realizarea unor soluții de betoane decorative prelucrate cu întîrzietor de priză și jet de apă**, nr. 9, p. 488.

Răileanu Șt. : **Beton aparent la pîlnia de ape grase Palas**, nr. 9, p. 492.

Ștefănescu Goangă A., Filipescu T. : **Experiența Trustului 5 Brașov în legătură cu realizarea betoanelor aparente**, nr. 9, p. 496.

INSTALAȚII

Bonnert R. : **Eliminarea și transportul condensatului de abur**, nr. 9, p. 468.

Chiriță Gh. : **Aspecte în legătură cu introducerea unor noi sisteme de instalații electrice pentru clădirile de locuit**, nr. 8, p. 418.

Drăghici N. N. : **Avantajele încălzirii prin radiație a halelor industriale**, nr. 7, p. 381.

Drăghici N. N. : **Unele probleme privind încălzirea prin radiație a halelor industriale**, nr. 12, p. 639.

Ghițescu D., Klodnischi L. : **Comentarii asupra calculului necesarului de căldură pentru halele industriale**, nr. 12, p. 636.

Ilina M. : **Calculul instalațiilor de încălzire prin radiație (I)**, nr. 4, p. 189.

Ilina M. : **Calculul instalațiilor de încălzire prin radiație (II)**, nr. 6, p. 293.

Patraulea R., Vintilă Șt. : **Instalații termice pentru un complex de odihnă pe litoral**, nr. 12, p. 628.

Vintilă Șt. : **Calculul vitezelor optime de circulație ale agenților termici în schimbătoarele de căldură în contracurent**, nr. 7, p. 376.

GEOTEHNICĂ ȘI FUNDAȚII

Gereb T., Posea N., Murgulescu S., Manea C. : **Efectul umpluturilor laterale la fundații masive de mașini (II)**, nr. 10, p. 543.

Mihul A., Cuciureanu A., Enescu Șt., Gherman V. : **Fundații pe piloți scurți precomprimați cu secțiunea transversală în formă de stea**, nr. 6, p. 289.

Mihul A., Enescu Șt., Gherman V. : **Fundații din panouri asamblate prin precomprimare**, nr. 7, p. 384.

Păunescu M., Velcu G., Haida V. : **Folosirea piloților scurți prefabricați la executarea unui bloc de locuințe**, nr. 5, p. 252.

TEHNOLOGIA MATERIALELOR DE CONSTRUCȚII

Bilcescu C. : **Consumul specific de combustibil al cuptoarelor verticale de var obișnuite (în contracurent) încălzite cu gaz metan**, nr. 8, p. 427.

Bocancea Gh. : **Stabilirea caracteristicilor de bază ale cîntarelor și dozatoarelor gravimetrice industriale**, nr. 3, p. 160.

Boghian Ariadna : **Încălzirea electrică a betonului în cofraje glisante**, nr. 9, p. 461.

Boghian Ariadna, Groll L., Tibulcă Al. : **Încălzirea electrică a îmbinărilor umede la clădirile din panouri mari montate pe timp friguros**, nr. 11, p. 588.

Crișan Gh., Buda A., Neamțu C. : **Rezultate privind valorificarea industrială a prafului colectat de electrofiltrele cuptoarelor rotative pentru fabricarea clincherului la fabrica de ciment Turda**, nr. 1, p. 29.

Cucoș S., Popescu A. : **Controlul cantitativ pe cale microscopică al adaosurilor făcute la măcinarea clincherului**, nr. 4, p. 208.

Cucoș S. : **Identificarea și dozarea cantitativă pe cale microscopică a componenților din clinchere de ciment Portland**, nr. 11, p. 603.

Dimitrescu C. : **Studii asupra capacității de producție a separatoarelor pneumatice cu împrăștiere**, nr. 2, p. 95.

Dimitrescu C., Tendreu A., Bilcescu C. : **Corelația dintre indicii obținuți la măcinarea în laborator și cei obținuți în industria cimentului la măcinarea brută umedă**, nr. 4, p. 214.

Dinescu R., Cerchez V. M. : **Utilizarea leucometrului pentru aprecierea diferențelor de culoare ale ceramicii glazurate**, nr. 1, p. 47.

Făcăoaru I., Teodorescu D., Blum Maria : **Influența temperaturilor asupra întăririi chiturilor pe bază de silicat de sodiu determinată prin metoda ultrasonică**, nr. 11, p. 598.

Nestor M. : **Îmbunătățiri tehnologice în fabricarea vatei de sticlă**, nr. 9, p. 475.

Popescu C., Papandonatu Cr., Pancu M., Theodorescu N. : **Contribuții la automatizarea proceselor din cuptoarele rotative de clincher**, nr. 6, p. 326.

Velea V. : **Influența regimului termic din mașinile Faurcault de tras geam asupra deșeurilor de fabricație**, nr. 4, p. 217.

FOLOSIREA DE NOI MATERIALE DE CONSTRUCȚII

Andrieș Silvia, Stănescu Angela : **Aspecte privind unele caracteristici ale mortarelor pe bază de rășini epoxidice**, nr. 3, p. 162.

Andrieș Silvia, Stănescu Angela : **Posibilități de restabilire a capacității portante a elementelor de beton simplu, armat sau precomprimat cu defecte importante prin intermediul rășinilor epoxidice**, nr. 5, p. 269.

Angelescu M., Ciubotaru P., Ceapă E. : **Pardoseli cu proprietăți termoizolatoare la grajduri și padocuri**, nr. 12, p. 661.

Enculescu Maria, Marton E. : **Cimenturi colorate din clinchere colorate**, nr. 3, p. 145.

Hetea A., Ionescu I., Enculescu Maria : **Unele rezultate ale încercărilor pentru stabilirea mărcilor cimenturilor produse în R. S. România în condițiile metodei de determinare a rezistențelor mecanice pe mortare plastice**, nr. 6, p. 307.

Munteanu H., Stoica C. : **Masticuri bituminoase gata preparate și livrate direct pe șantier**, nr. 3, p. 158.

Munteanu H. : **Bitumuri folosite pentru fabricarea cartonului asfaltat**, nr. 4, p. 213.

Niculescu T. D. : **Panouri autoportante din aliaje de aluminiu folosite în S.U.A. la acoperirea halelor metalice**, nr. 4, p. 173.

Velica Paraschiva : **Acțiunea agresivă a unor esteri asupra betoanelor**, nr. 8, p. 430.

ORGANIZAREA, ECONOMIA ȘI PLANIFICAREA CONSTRUCȚIILOR

Avram M., Chircoreanu Gr. : **Îmbunătățirea fundamentării duratelor normate de execuție a clădirilor de locuit cu aplicarea metodelor statistico-matematice**, nr. 1, p. 39.

Lazăr S. : **Descrierea proceselor tehnologice cu ajutorul grafurilor (II)**, nr. 1, p. 43.

Munteanu M. : **O metodă de optimizare a resurselor în metoda drumului critic**, nr. 6, p. 318.

STUDII ȘI CERCETĂRI

Abramescu T., Avram Al. : **Metode pentru executarea de ecrane de etanșare a aluviunilor permeabile**, nr. 9, p. 463.

Alexandrescu F. : **Cercetări experimentale privind comportarea unor sisteme de îmbinare la solicitări statice**, nr. 1, p. 34.

Brînzan I., Marcu I., Alexandrescu F. : **Despre unele aspecte ale comportării în exploatare a unor clădiri de locuit și industriale, executate cu panouri mari**, nr. 1, p. 32.

Brînzan I. : **Metode de calcul al diafragmelor de beton armat cu un șir de goluri rectangulare**, nr. 2, p. 87.

Borza N., Brătescu V., Deleanu M. ș.a. : **Considerații privind comportarea îmbinărilor la elementele de beton armat prefabricat asamblate prin sudură în cochilie a armăturilor**, nr. 7, p. 347.

Costescu C. D., Cernescu Ana : **Finisarea pardoselilor din lemn cu lacuri pe bază de polimeri**, nr. 2, p. 92.

Dascălu V., Cuciureanu A., Drăghici A. : **Posibilități de injectare pe timp friguros**, nr. 12, p. 642

Dimitrescu C. : **Studii asupra capacității de producție a separatoarelor pneumatice cu împrăștiere**, nr. 2, p. 95.

Făcăoaru I., Stamate Gh. : **Asupra legăturii dintre modulii de elasticitate static și dinamic ai betonului**, nr. 2, p. 100.

Ionescu I. : **Studiul comportării în timp, în condiții de laborator și în exploatare a unor betoane cu rășini sintetice fără lianți minerali**, nr. 12, p. 648.

Lazăr P. : **Determinarea proprietăților elastice ale materialelor fonoizolatoare prin cercetări de laborator**, nr. 4, p. 183.

Mihul A., Vătăman D., Cuciureanu A. : **Cercetări asupra betonului torcretat**, nr. 8, p. 422.

Weissenberg M. : **Unele considerații privind calculul elementelor de beton armat la acțiunea forței tăietoare**, nr. 8, p. 406.

DIVERSE

Beiu E. : **Betonul aparent cu parament brut sau decorativ**, nr. 9, p. 479.

Borza N., Brătescu V., Deleanu M. ș.a. : **Considerații privind comportarea îmbinărilor la elementele de beton armat prefabricat asamblate prin sudură în cochilie a armăturilor**, nr. 7, p. 347.

Moraru D., Timar I. : **Agresivitatea atmosferică asupra construcțiilor de pe litoralul românesc al Mării Negre și zonarea ei**, nr. 10, p. 527.

Popa I. : **Distanțieri pentru armături de beton**, nr. 2, p. 77.

Viespescu D. : **Aspecte din proiectarea și execuția podurilor de șosea în Franța**, nr. 10, p. 553.

NOTE

Calmanovici G. : **Noi metode de montare precisă a clădirilor din panouri mari, nr. 8, p. 433.**

Dinescu R., Cerchez V. M. : **Utilizarea leucometrului pentru aprecierea diferențelor de culoare ale ceramicii glazurate**, nr. 1, p. 47.

Mihul A., Enescu Șt., Gherman V. : **Fundații din panouri asamblate prin precomprimare**, nr. 7, p. 384.

DOCUMENTARE

Noul turn de telecomunicații din Stockholm, nr. 1, p. 56.

Noul tip de pod integral prefabricat din elemente tubulare centrifugate, nr. 4, p. 223.

Procedeu original de modernizare a imobilelor insalubre, nr. 5, p. 278.

Podul suspendat peste Tage de la Lisabona, nr. 5, p. 278.

Original sistem de construcție a unui pod în Anglia, nr. 5, p. 279.

Structură robustă, nr. 6, p. 329.

Imobil administrativ de formă circulară, nr. 6, p. 330.

Ochelari de soare pentru suprafețe vitrate, nr. 6, p. 330.

Construcții din elemente prefabricate spațiale în U.R.S.S., nr. 6, p. 331.

Prăbușirea unui pod în insulele Antile, nr. 6, p. 332.

Turn de beton ușor la Sydney, nr. 7, p. 392.

Clădiri din panouri mari cu 17 și 25 de niveluri la Moscova, nr. 8, p. 438.

Un reactor nuclear executat cu cofraje glisante în Canada nr. 8, p. 439.

Instalație pentru controlul nedistructiv al elementelor prefabricate de beton și beton armat la Leningrad, nr. 8, p. 440.

Patinoar olimpic, nr. 8, p. 440.

Construcția combinată prin glisare-liftare a unui castel de apă de 1 180 m^3 la Sisseln-Elveția, nr. 9, p. 503.

Hotel la Montreal, nr. 11, p. 614.

Un nou procedeu pentru reducerea umidității în pereți, nr. 11, p. 614.

CRONICA

Tamber E., Petrescu A., Chiriță Gh. : **Conferința de instalații**, nr. 1, p. 49.

Calmanovici G. : **Schimb de experiență în problema șarpantelor cu consum redus de cherestea de rășinoase**, nr. 1, p. 53.

Rădulescu A. : **Ciclul de studii privind „Concepția, fabricarea și utilizarea elementelor de construcție produse industrial''** nr. 1, p. 54

Dalban C. : **Congresul internațional de construcții metalice de la Dresda**, nr. 2, p. 111.

Petrescu A., Vasilescu P. : **Aspecte privind încălzirea locuințelor în Belgia**, nr. 3, p. 167.

Ghițescu D. : **Al IV-lea Congres internațional de încălzire și climatizare**, nr. 5, p. 274.

* * * **Expoziția mașinilor de copiat-multiplicat Rank-Xerox** nr. 7, p. 391.

* * * **Federația mondială a organizațiilor de ingineri**, nr. 7, p. 387.

* * * **Al șaptelea Congres internațional de mecanică a solurilor și de lucrări de fundații**, nr. 7, p. 388.

* * * **Bitumurile în construcții. Dezvoltarea materialelor și metodelor de încercare. Colocviul internațional RILEM-Dresda 23—26 septembrie 1968**, nr. 7, p. 389.

* * * **Expoziția Feralux**, nr. 8, p. 441.

* * * **Expoziția de mașini poligrafice**, nr. 8, p. 442.

* * * **Folii noi din mase plastice**, nr. 8, p. 442.

Moraru D. : **Problema umezelii construcțiilor vechi în atenția UNESCO**, nr. 9, p. 500.

* * * **A XXII-a reuniune anuală a comisiei permanente a RILEM**, nr. 11, p. 607.

Sandi H. : **Simpozion la Essen asupra turnurilor de răcire cu tiraj natural**, nr. 11, p. 609.

Bărbulescu C. : **Aspecte de la cel de al VIII-lea Congres internațional al sticlei**, nr. 11, p. 608.

Lőbel L. : Simpozion „Tuburi și rezervoare''-Weimar, mai 1968, nr. 12, p. 668

RECENZII

Charles Brayn Wilby : **Stabilitatea elastică a elementelor din beton precomprimat cu armătură postîntinsă**, nr. 1, p. 55.

Davidson M. G. : **Nouă tehnologie de executare a lucrărilor de betonare pe timp friguros**. nr. 2, p. 112.

* * * **Volumul 26 al memoriilor Asociației internaționale a podurilor și structurilor**, nr. 5, p. 275.

* * * **Studii și cercetări INCERC nr. 1, 2 și 3/1967**, nr. 5 p. 276.

Puhalski G. B., Sarvin M. I., Pinaev I. F. : **Elemente despărțitoare complexe din panouri mari pentru clădiri industriale**, nr. 5, p. 277.

* * * **Betonul torcretat-Simpozion la San Francisco**, nr. 5, p . 277.

* * * **Studii și cercetări INCERC nr. 4 și 5/1967**, nr. 6, p. 333.

R. Jones : **Încercările nedistructive ale betoanelor**, nr. 6, p. 333.

Ferigno H. T. : **Spume rigide din materiale plastice**, nr. 6, p. 334.

Gyula Markus : **Teoria și calculul structurilor axial-simetrice**, nr. 6, p. 334.

Silvan Andrei : **Apa și pămînturile nesaturate**, nr. 6, p. 335.

* * * **Studii și cercetări INCERC nr. 6 și 7/1967**, nr. 7, p. 389.

Bellman E. R., Dreyfus E. S. : **Programarea dinamică aplicată**, nr. 7, p. 390.

* * * **Studii și cercetări INCERC nr. 8, 9 și 10/1967**, nr. 8, p. 443.

Terzaghi K., Peck B. R. : **Mecanica solului în practica inginerească**, nr. 8, p. 445.

Wölfel W. : **Elemente prefabricate din beton armat în construcții speciale de fundații și hidrotehnice**, nr. 8, p. 446.

Siemonsen : **Deficiențe și greșeli la construcții speciale inginerești**, nr. 8, p. 446.

Belluzzi O. : **Tratat de rezistență a materialelor (vol. I)**, nr. 8, p. 447.

Haas M. A. : **Proiectarea plăcilor curbe subțiri de beton armat. Vol. 2. Indice de curbură negativ**, nr. 9, p. 504.

Dimitriu-Vîlcea E. : **Îndrumător pentru proiectarea și încercarea izolării termice și fonice în construcții**, nr. 11, p. 610.

Dinescu T., Șandru A., Rădulescu C. : **Les coffrages glissants**, nr. 11, p. 611.

Osipov G., Lopașov D. : **Măsurarea zgomotului produs de mașini și utilaje**, nr. 11, p. 613.

* * * **Structuri spațiale**, nr. 11, p. 613.

Gheorghiu A. și Dragomir V. : **Probleme de reprezentare a structurilor constructive**, nr. 12, p. 669

M. I. C.
MINISTERUL INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR
INSTITUTUL DE CERCETĂRI PENTRU MATERIALE ȘI PREFABRICATE DE CONSTRUCȚII
I. C. M. P C.
CALEA GRIVIȚEI Nr. 136
CENTR. TELEFON 17.48.00 SECRETARIAT 17.01.85

Redactat:

București Nr. .... 196..........

Dactilografiat:

Referitor la: SESIUNEA DE COMUNICARI
ŞI
SARBATORIREA A 20 DE ANI DE LA INFIINŢAREA I.C.M.P.C.
14 - 17 mai 1969

Institutul de cercetări pentru materiale şi prefabricate de construcţii (I.C.M.P.C.) organizează, între 14 şi 17 mai 1969, o sesiune de comunicări ştiinţifice şi sărbătorirea a 20 de ani de la înfiinţarea institutului.

Se vor prezenta comunicări în cadrul următoarelor secţii:

Secţia I : Ceramică fină şi refractară, ceramică de construcţii: termotehnică, mecanizare şi automatizare în industria ceramicii fine şi de construcţii, cercetări economice şi cercetări chimice în industria ceramicii.

Secţia II : Sticlă: termotehnică, mecanizare şi automatizare în industria sticlei, materiale izolatoare, materiale de finisaj, cercetări economice şi cercetări chimice în industria sticlei.

Secţia III : Lianţi, produse de azbociment: termotehnică, mecanizare şi automatizare în industria lianţilor, cercetări chimice şi economice în industria lianţilor.

Secţia IV : Betoane şi tehnologii pentru prefabricate, agregate naturale şi piatră de construcţii, cercetări economice în domeniul construcţiilor.

Limbile oficiale de prezentare a comunicărilor sînt: româna, franceza, rusa şi germana.

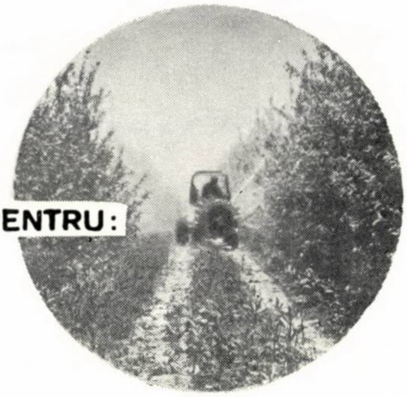
Orice lămurire suplimentară poate fi obţinută la
Secretariatul Sesiunii I.C.M.P.C.
Bd.Preciziei 6, sector 7, telefon 31.08.92 şi
Calea Griviţei 136, sector 8, telefon 17.01.85

Inscrierea unei comunicări se poate face pînă la 10 ianuarie 1969.
Primirea comunicărilor in extenso se închide la 1 martie 1969.

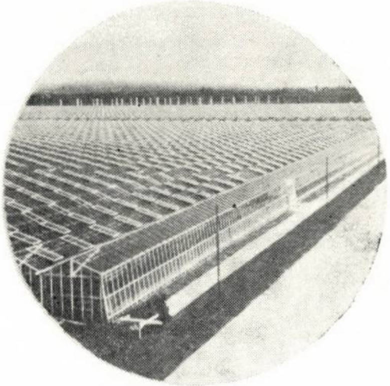
institutul de studii și proiectări agricole

I.S.P.A.

EXECUTĂ PROIECTE ȘI DOCUMENTAȚII TEHNICE PENTRU:

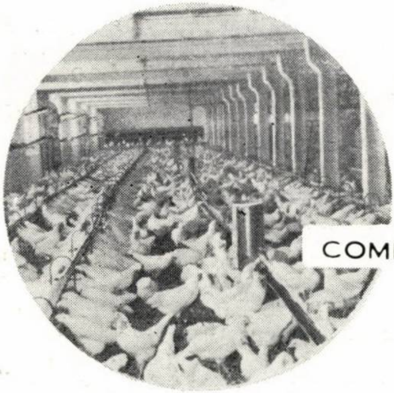


PROIECTE DE PLANTAȚII POMICOLE
ȘI VITICOLE



COMPLEXE DE SERE LEGUMICOLE

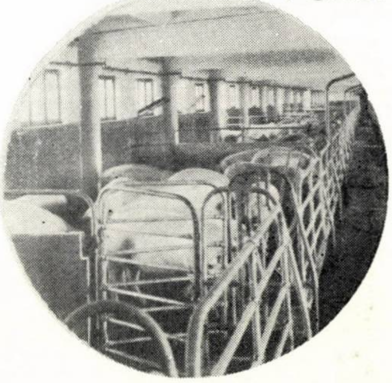
COMPLEXE DE VACI LAPTE



COMPLEXE AVICOLE

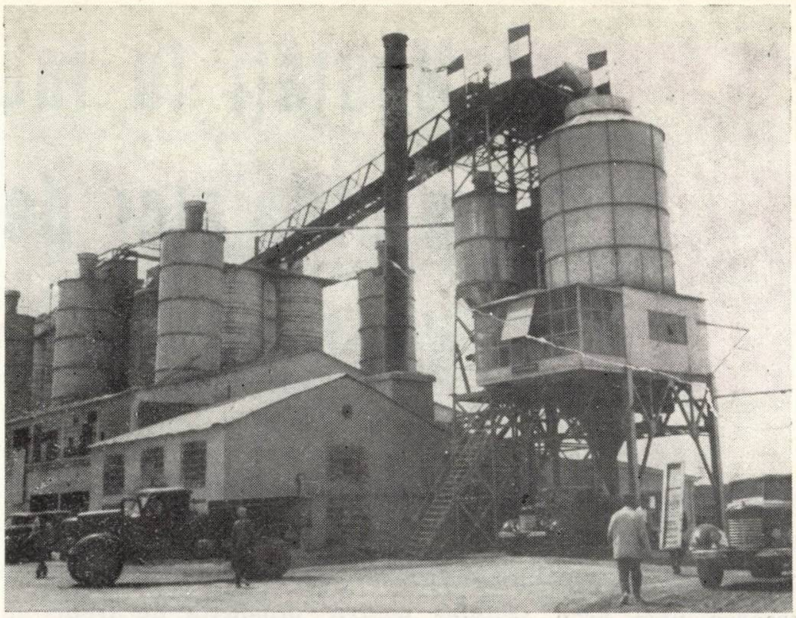
COMPLEXE DE VINIFICAȚIE

COMPLEXE INDUSTRIALE
PORCI



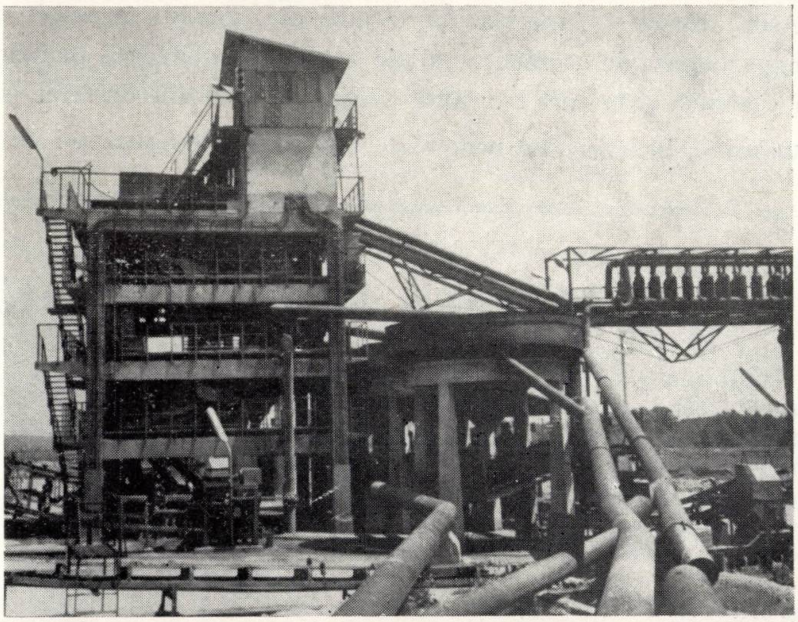
BUCUREȘTI, B-DUL EXPOZIȚIEI Nr. 1 ● TELEFON 18 51 30

Întreprinderea de prefabricate și agregate pentru construcții

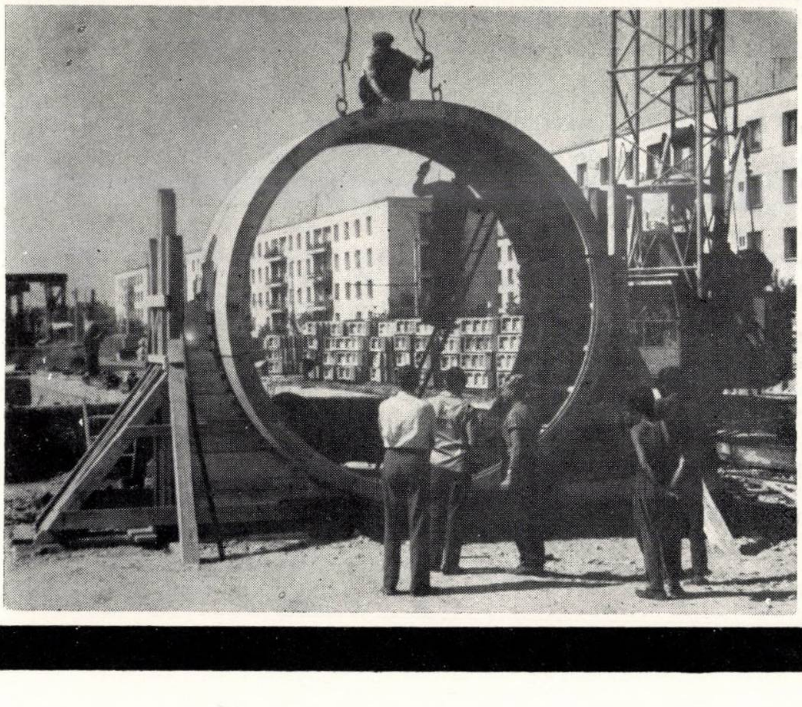


Produce:

- Agregate grele — sortate — pentru betoane și mortare.
- Prefabricate de beton simplu și armat: bolțari scut mecanic, panouri de fațadă, piese prindere canale de termoficare, garduri tip locuințe și tip industrial.
- Betoane și mortare pentru orașul București.



BUCUREȘTI
Str. Pictor N. Tonitza 13
Tel. 16.64.30/38/39
Telex 368



Noutăţi în industria poloneză a utilajelor de construcţii destinate exportului

Industria poloneză producătoare de echipament pentru şantierele de construcţii constituie unul din sectoarele în care principiul specializării îşi găseşte o largă aplicare. Dezvoltarea sistematică a acestei ramuri a industriei poloneze în ce priveşte capacitatea de producţie, precum şi activitatea de cercetare şi specializare concomitentă a ţărilor socialiste membre ale CAER a permis crearea unei baze trainice pentru producţia de tipuri moderne de maşini; acestea au asigurate posibilităţi de desfacere, nu numai pe piaţa internă, dar şi pe cea a numeroase ţări din Europa, Asia, Africa şi America. În ultimii ani, Polonia a reuşit să ocupe un loc de frunte printre ţările exportatoare de asemenea utilaje datorită introducerii în fabricaţie a unor tipuri de maşini deosebit de căutate şi la care s-a ţinut seama de condiţiile de teren şi climă, adesea foarte grele, în care vor trebui să lucreze. Sînt prezentate mai jos unele tipuri noi de utilaje destinate exportului.

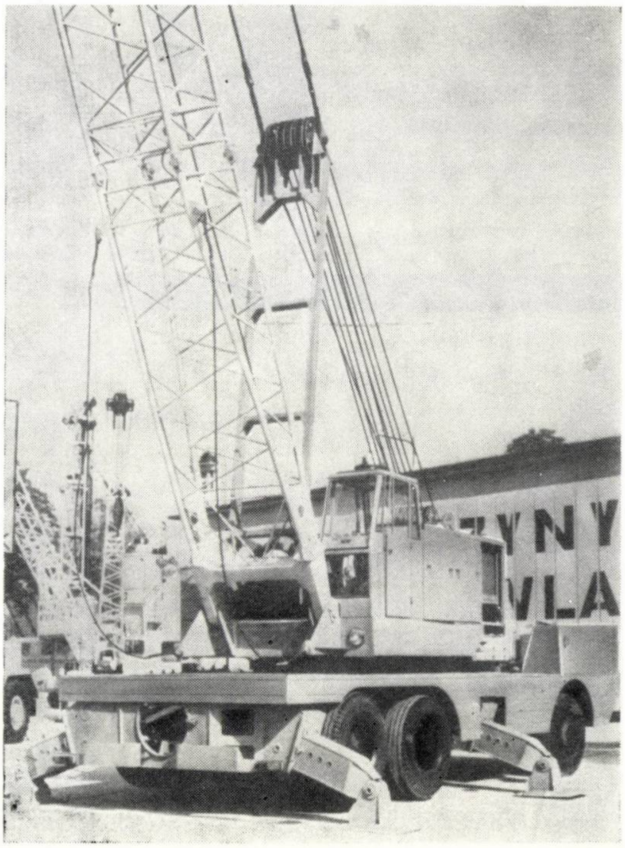
Macara autopropulsată tip ZS—25

Acest tip de utilaj este destinat lucrărilor de montaj. Antrenarea şasiului se face cu ajutorul unui motor Diesel de 200 CP, iar comenzile se transmit în diversele puncte printr-un schimbător de cuplu simplu şi o cutie de viteze cu patru rapoarte de transmisie şi comandă hidraulică, comutabilă sub sarcină. Cele trei platforme sînt comandate, iar cea din faţă poate fi declanşată. Utilizarea pinioanelor-satelit la butucul roţilor a permis reducerea dimensiunilor platformelor comandate şi deci realizarea unei înălţimi libere mari faţă de teren. Bracarea roţilor din faţă este facilitată de servomecanismul hidraulic. Frînele hidraulice cu discuri multiple acţionează asupra tuturor roţilor (frîne de oprire mecanice, degajarea şi blocarea suporţilor hidraulici). Viteza maximă de transport — 50 km/h.

Cabina macaralei se fixează pe şasiu cu ajutorul unui palier cu două coroane. Mişcările de ridicare, coborîre şi rotaţie sînt comandate de un motor electric sau cu ardere internă de tipul simplificat Ward-Léonard. Generatorul este antrenat de un motor Diesel separat, de 70 CP, montat în cabină. Braţul principal este o grindă cu zăbrele alcătuită din ţevi. Lungimea sa este reglabilă între 10 m şi 37 m cu ajutorul unor elemente amovibile. Braţul auxiliar are lungimea de 9 m.

Dintre avantajele principale pe care le oferă macaraua tip ZS—25 sînt de menţionat posibilitatea reglajului continuu al vitezei de ridicare şi rotaţie de la zero la valoarea maximă, operaţiile simple de montare şi demontare şi viteza de transport ridicată.

Forţa de ridicare maximă este de 25 t la macaraua pe suporţi, respectiv de 16 t la macaraua fără suporţi. Înălţimea maximă de ridicare este de 45 m, iar săgeata maximă de 23 m. Greutatea macaralei este de aproximativ 32 t.



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

Macarale de 40 tone: tip 851c pe şenile şi 851m autopropulsat

Pe baza unui acord semnat în cursul anului 1968 cu firma britanică JONES, Polonia și Marea Britanie au lansat în comun fabricația macaralelor de 40 tone în două variante : cu șenile și autopropulsată. Aceste tipuri de utilaje sînt destinate șantierelor de construcții industriale, cît și transportului de elemente de mare greutate în uzine, porturi sau stații de transbordare. Experiența acumulată de-a lungul anilor în ce privește producția și exploatarea unor astfel de utilaje a permis realizarea unor tipuri care constituie, pe plan mondial, ultimul cuvînt al tehnicii în fabricația de macarale specializate.

Cabina macaralei este aceeași pentru ambele tipuri.

Principalele caracteristici tehnice ale celor două tipuri de macarale sînt următoarele :

a. Brațul principal și brațul auxiliar denumit „bocian” sînt executate din oțel de înaltă rezistență, ușor sudabil și prezentînd o rezistență ridicată chiar la temperaturi negative ; lungimea lor totală este de 70,10 m (tipul 851m), respectiv 48,80 m (tipul 851c), ceea ce reprezintă performanța maximă realizată pe plan mondial la macaralele acestei clase. În general, materialele utilizate în structura brațului, în cazul altor tipuri de macarale, fac ca greutatea acestuia să fie cu circa 50 % mai ridicată, ceea ce conduce, în final, la o înrăutățire sensibilă a parametrilor de exploatare.

b. Sistemul de acționare adoptat, alcătuit din organe de acționare individuale pentru operațiile de ridicare și rotire, permite executarea simultană a acestor operații și deci realizarea unor productivități foarte ridicate.

c. O gamă largă de viteze de ridicare și coborîre, inclusiv viteze de ordinul milimetrilor ; coborîre cu motorul funcționînd sau scos din funcțiune.

d. Posibilitatea utilizării unui troliu suplimentar (sub formă de utilaj suplimentar) permite lucrul cu două cîrlige sau cu bena apucătoare cu două cabluri.

e. Dispozitivele de protecție permit realizarea unui grad ridicat de siguranță în ce privește deteriorarea încărcăturii, defectarea mecanismelor sau pierderea stabilității.

f. Sistem simplu de comenzi pneumatice, cu cuplaje autoreglabile și garnituri ușor de înlocuit, care nu presupun operații de demontare.

g. Durată minimă de deservire și întreținere datorită aplicării sistemului cu autoreglaj și ungere centrală la toate mecanismele.

h. Modificarea deschiderii sub sarcină.

i. Cabină confortabilă, cu vizibilitate perfectă asupra întregului cîmp de lucru.

j. Montarea și demontarea contragreutății în 30 de minute.

În afara celor de mai sus, varianta autopropulsată mai prezintă următoarele caracteristici :

- șasiu pe 4 roți, cu 2 sau 4 roți motoare,
- roți pe pneuri cu limitatoare din oțel,
- frînare pe 4 roți,
- servomecanisme hidraulice de comandă a șasiului,
- suporți telescopici.

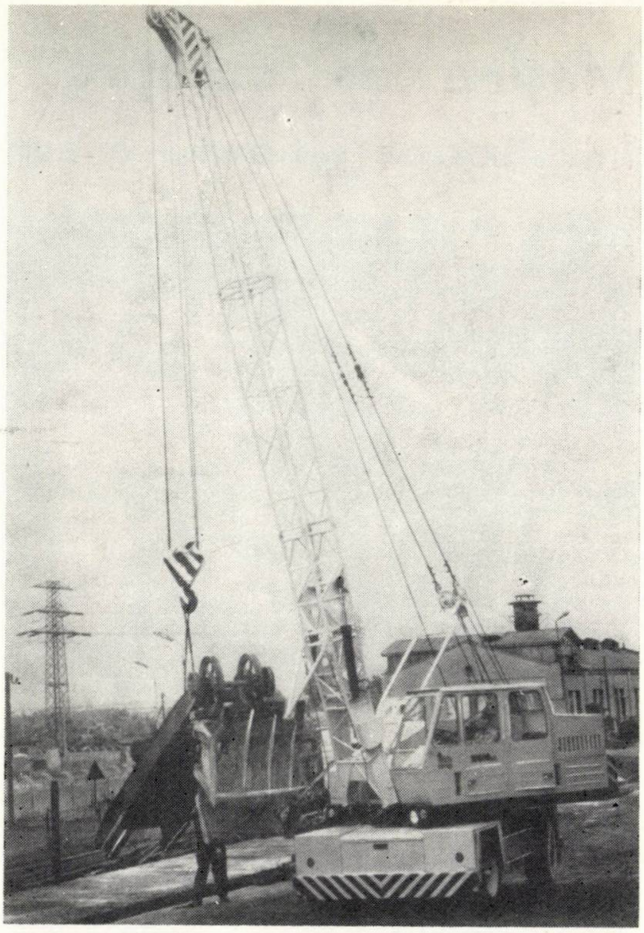
Șasiul macaralei pe șenile — tip 851c — prezintă următoarele caracteristici :

- stabilitate ridicată,
- presiune pe teren redusă,
- mobilitate ridicată.

Caracteristici tehnice de bază:

Antrenare	motor PERKINS tip 6354 p puterea 90 CP la 2 000 rot/min
Viteza de ridicare	pînă la 36,60 m/min
Viteza de coborîre	pînă la 40,30 m/min
Viteza de rotație sub sarcină	2 rot/min

Forța de ridicare maximă 851c — 39,6 t ; 851m — 41,2 t
Greutatea (inclusiv brațul principal) 41,2 t



Macara autopropulsată tip ZK—101 LECH

Acest utilaj este destinat operațiilor de transbordare și montaj.

Macaraua este montată pe un șasiu cu două osii din care una comandată. Transmisie mecanică a forței de antrenare pentru comanda mișcărilor de ridicare, rotație și translație. Comanda pneumatică permite demararea și frînarea lină a tuturor mișcărilor. Macaraua poate lucra cu sau fără suporți, cu blocarea hidraulică automată a osiei necomandate.

Brațul macaralei este alcătuit dintr-o grindă cu zăbrele din țevi ; elementele amovibile din care se compune permit modificarea lungimii brațului. Macaraua poate fi dotată cu utilaje suplimentare — screper sau benă apucătoare. Mașina se caracterizează printr-un grad de mobilitate ridicat, o siluetă modernă și o funcționare lesnicioasă.

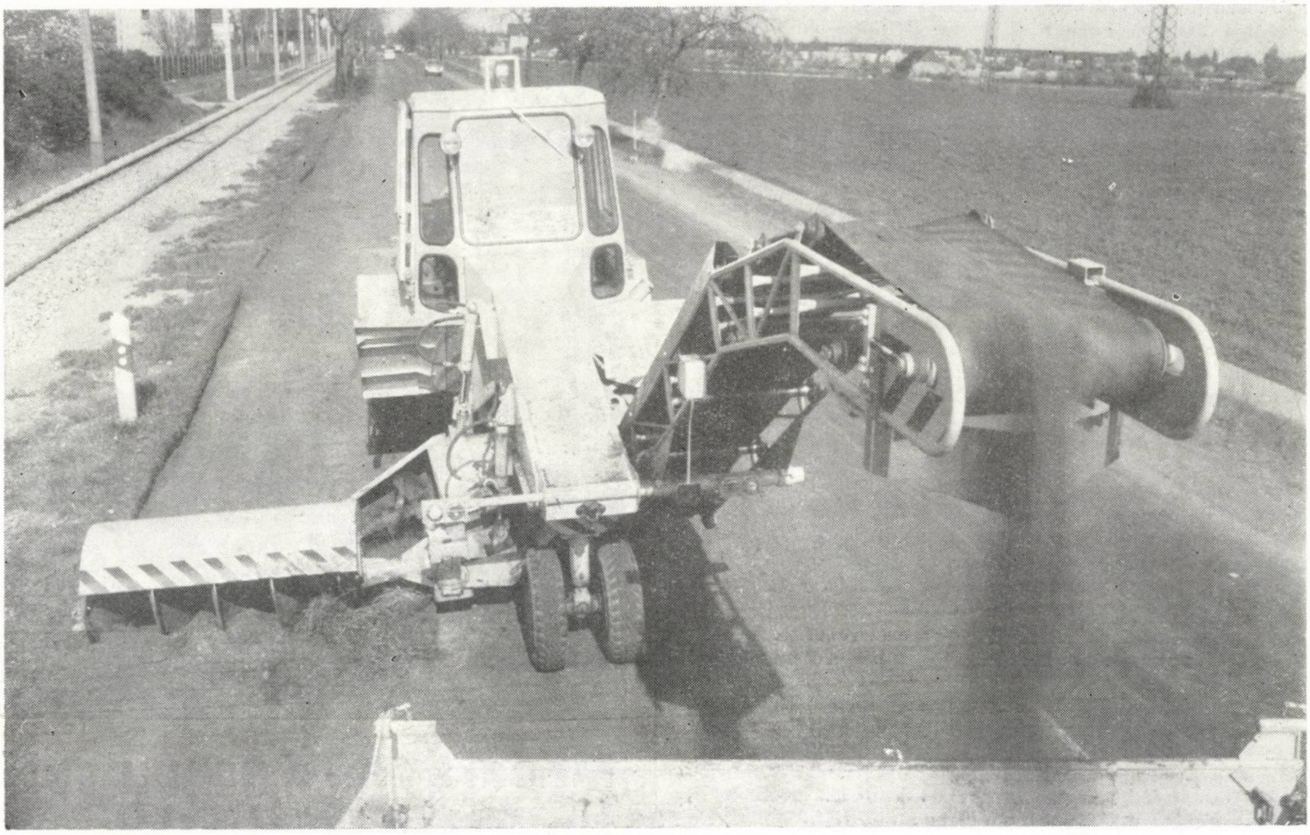
Puterea motorului	50 CP
Forța de ridicare maximă pe suporți	10 t.
Idem, fără suporți	6 t.
Greutatea macaralei	aproximativ 15 t.
Viteza maximă de avans	31,4 km/h.
Viteza maximă de ridicare	între 8,60 și 53,20 m/min.
Viteza de coborîre	între 9,90 și 61,20 m/min.

Utilajele de construcții prezentate se exportă prin Întreprinderea poloneză de import și export POLIMEX — Varșovia, Czackiego 7/9, Polonia.

La livrarea utilajelor se asigură și asistența tehnică necesară, și anume : formarea cadrelor de mecanici, asistență tehnică prin cadrele specializate ale producătorului, verificări în cadrul perioadei de garanție și furnizarea de piese prin care să se asigure funcționarea fără întreruperi a utilajelor ; în caz de defecțiuni mărunte sau de deteriorare a utilajelor se asigură remedierea lor imediată pentru a le reda productivitatea maximă.

Mașina de curățire a banchetelor URM 70

Întreținerea rațională a autostrăzilor și drumurilor publice



Un nou tip de combină alcătuită din Agregat universal U 70 · Freză pentru banchete și dispozitiv de încărcare · Mașină de măturat

Curățire, încărcare, măturare a carosabilului în flux

Pomii și stîlpii nu constituie o piedică

Distinsă cu Medalia de Aur a Tîrgului din Leipzig

Solicitați prospectul nostru detaliat

**VVB BAU-, BAUSTOFF-
UND KERAMIKMASCHINEN**
701 Leipzig, Katharinenstrasse 17 Telefon: 24 277 ● Telex: 051 596

baukema

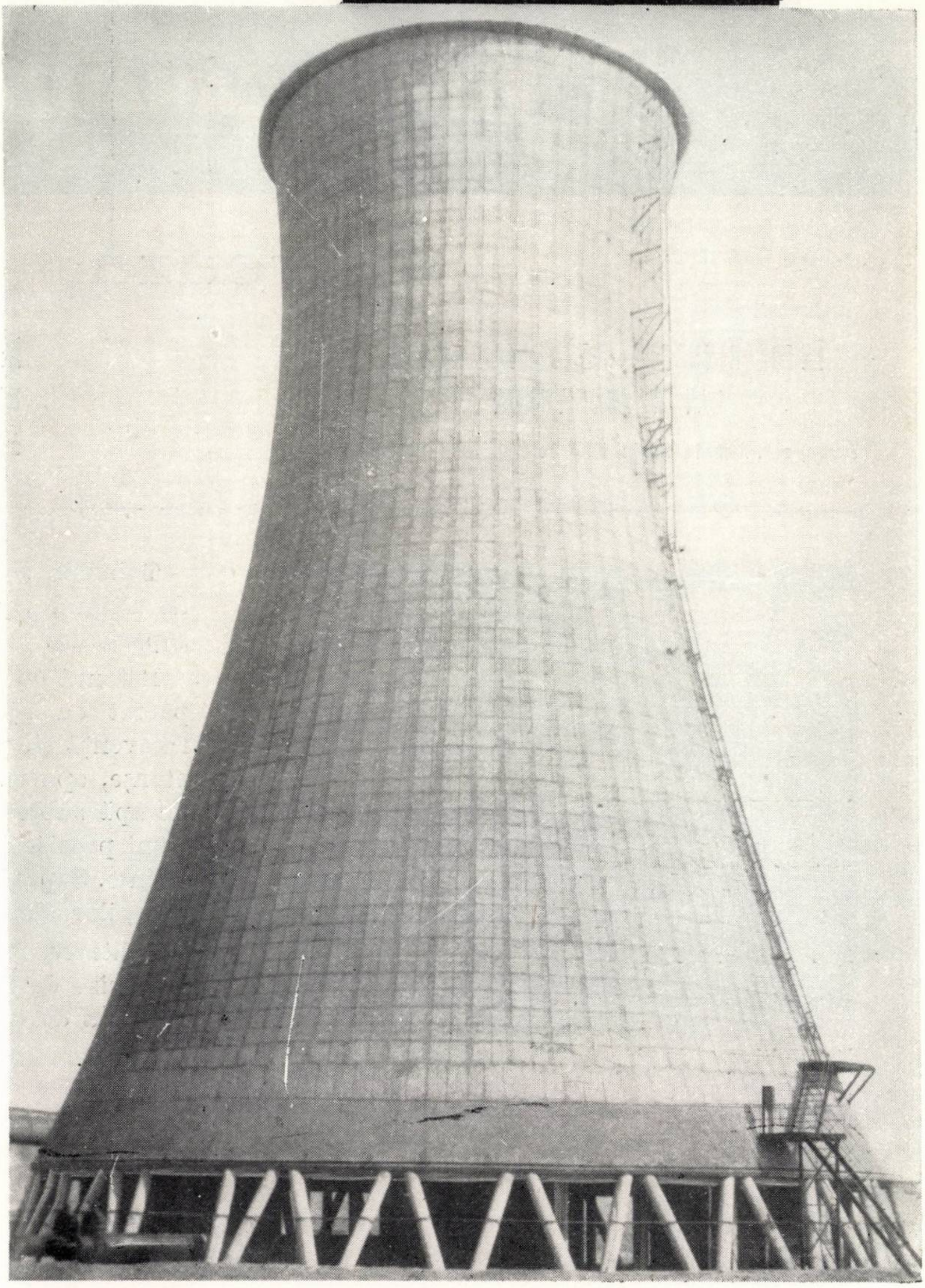
Exportator: **MASCHINEN•EXPORT**
Intreprindere de stat pentru comerțul exterior
a Republicii Democrate Germane

108, Berlin, Mohrenstrasse 61, R. D. G.

Publicom

EXECUTA:

- CONSTRUCȚII DE COMPLEXE INDUSTRIALE
- CLĂDIRI DE LOCUIT ȘI SOCIAL-CULTURALE
- CONSTRUCȚII SPECIALE — TURNURI DE RĂCIRE, REZERVOARE
- ELEMENTE DE BETON PRECOMPRIMAT
- ALIMENTĂRI CU APĂ ȘI STAȚII DE TRATARE
- DRUMURI ȘI CĂI FERATE
- CONSTRUCȚII AGRO-ZOOTEHNICE



ISCM
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ

M.C.I.C.R. — D.G.C.
Întreprinderea Șantier Construcții Montaje
MUNICIPIUL GH. GHEORGHIU-DEJ, STR. CAUCIUCULUI Nr 22
TELEFON 1000; 1001 • CONT B.I. 040.28.001

TUBURI DIN BETON

PENTRU CANALIZĂRI

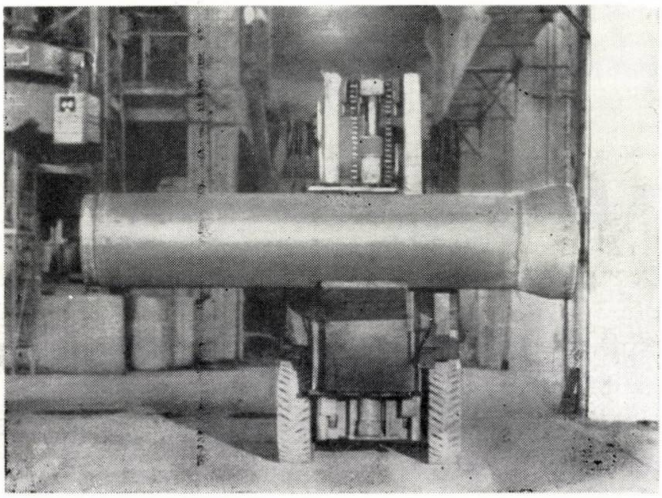
livrează

ÎNTREPRINDEREA DE PREFABRICATE
DIN BETON TURDA

Turda, str. Armata Roșie 19 • Telefon 1600 și 1060

ÎNTREPRINDEREA DE PREFABRICATE
DIN BETON GALAȚI, Secția Doaga

Galați, str. Bazinul Nou 83 • Telefon 15871



Tuburile sînt executate cu utilaj modern, de ultimul tip, ceea ce le conferă calități superioare.

Betonul de marcă B 300 este perfect compactat cu ajutorul vibratoarelor cu înaltă frecvență și, prin presare, tuburile rezultînd etanșe, apa uzată din canal nu poluează pînza de apă subterană. Tehnologia asigură dimensiuni precise în limita unor toleranțe foarte strînse. Suprafețele interioare și exterioare ale tuburilor sînt netede și rezistă bine la uzură.

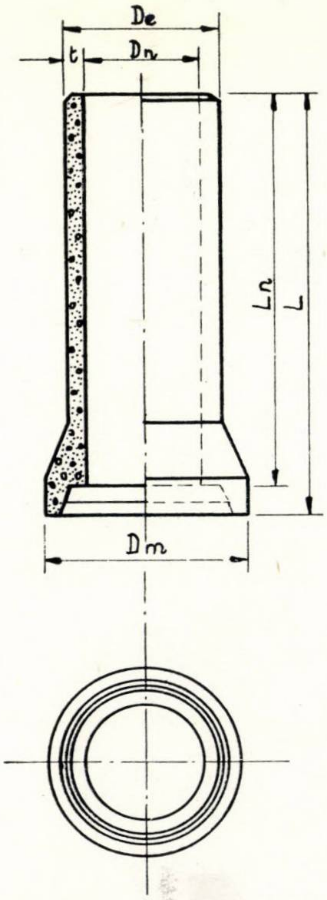
Calitativ, tuburile corespund condițiilor prescrise de STAS 816–63.

Gama de dimensiuni este următoarea:

Forma secțiunii	∅ (mm)	l (mm)	Mod de îmbinare	Fabrica producătoare
Circulară	150 200 250	1 000 1 000 1 000	cu inel de cauciuc	IPB Galați Secția Doaga
Circulară	150 200 250 300	1 000 1 000 1 000 1 000	cu mortar	IPB Turda
Circulară	300 400 500	2 500 2 500 2 500	cu inel de cauciuc	IPB Galați Secția Doaga IPB Turda
Ovoidală	500/750 600/900	2 500 2 500	cu mortar	IPB Galați Secția Doaga IPB Turda

Tuburile cu secțiune circulară sînt cu mufă; cele ovoidale cu cep și buză. Pentru tuburile de mai sus se produc elemente pentru coturi și ramificații. Contractarea se face pe bază de repartiție emisă în limita capacităților de producție. Livrarea franco-depozit furnizor încărcat în mijlocul de transport.

DIMENSIUNILE TUBURILOR:

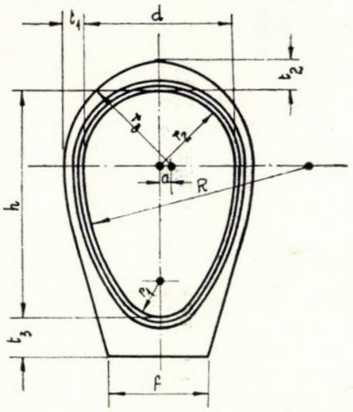

De
t
Dn
Ln
L
Dm

Secțiune circulară

Lungime nominală	Ln	1000	1000	1000	1000	2500	2500	2500
Diametru nominal	Dn	150	200	250	300	300	400	500
Lungime reală	L	1070	1070	1070	1070	2600	2600	2600
Diametrul exterior al tubului	Dl	210	270	330	390	390	500	616
Diametrul exterior la mufă	Dm	300	370	448	518	496	604	740
Grosimea peretelui pe tub		30	35	40	55	45	50	58

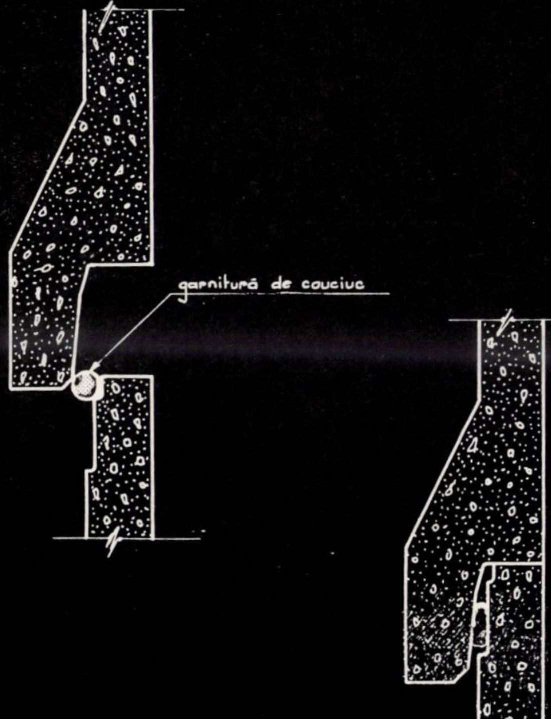
Secțiune ovoidală

Lungime nominală	Ln	2500	2500
Lungime reală	L	2526	2530
Înălțime interioară	h	750	900
Lățime interioară maximă	d	500	600
Grosimea peretelui			
— curentă	t_1	64	74
— la cheie	t_2	84	98
- la bază	t_3	84	98


t₁
d
t₂
h
a
R
t₃
f

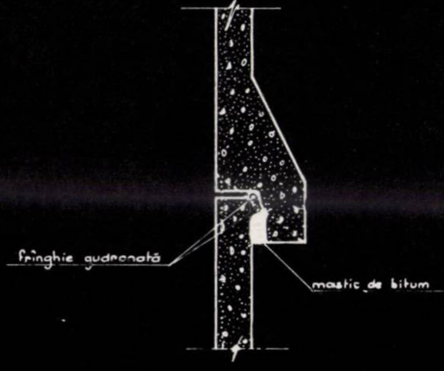
DETALII ALE CELOR DOUĂ MODURI DE ÎMBINARE

ÎMBINARE USCATĂ CU GARNITURĂ DE CAUCIUC

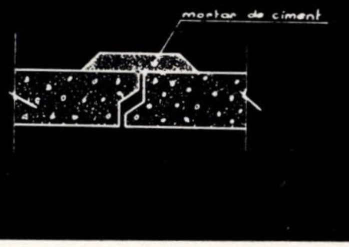

garnitură de cauciuc

ÎMBINARE UMEDĂ

La tuburi cu secțiune circulară


frînghie gudronată
mastic de bitum

La tuburi cu secțiune ovoidală


mortar de ciment

Inginerul Helmut Schőnfeld cunoaşte perfect valoarea unei bune reputaţii.

De aceea se străduieşte să o păstreze cu orice preţ, cu orice propunere nouă, zi de zi, în lucruri mari şi mici.

A munci într-o intreprindere **baukema** comportă obligaţii.

Pentru că a scrie **baukema** cu litere mici înseamnă a scrie CALITATE cu litere mari. Şi aceasta nu numai acolo unde lucrează inginerul Schőnfeld, ci în toate întreprinderile aparţinînd uniunii **baukema**.

Utilajele fabricate în Republica Democrată Germană pentru industria de construcţii, pentru fabricile de materiale de construcţii şi de produse ceramice îmbină munca de calitate, transmisă prin tradiţie, cu progresul tehnic.

baukema®

WARENZEICHENVERBAND BAU-, BAUSTOFF-
UND KERAMIKMASCHINEN

701 LEIPZIG, KATHARINENSTR. 17

SIMBOL AL TEHNICII ŞI CALITĂŢII

EXPORTATOR:

MASCHINEN—EXPORT

INTREPRINDERE DE STAT PENTRU COMERTUL EXTERIOR A REPUBLICII DEMOCRATE GERMANE

108 BERLIN, MOHRENSTR. 61

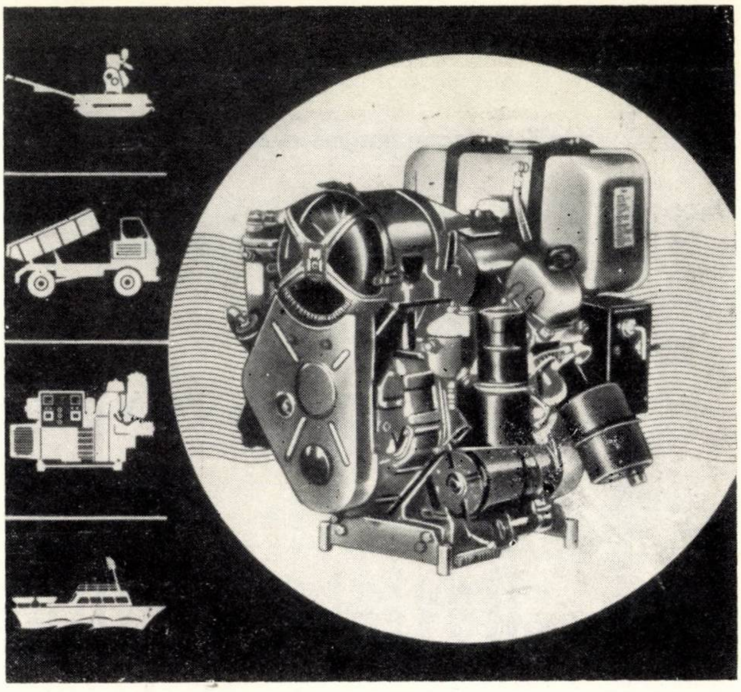
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

Publicom

MICROMOTOARE DIESEL RĂCITE CU AER

DOMENII DE APLICARE:

agricultură • industria construcțiilor • transporturi • tehnica exploatării • construcții de ambarcațiuni • mecanisme • mijloace de transport speciale



TIPURI:

1 KVD 8 EL motor monocilindric în patru timpi, răcire cu aer
putere de durată: **3,2/6,5 CP**
turația: **1 500/3 000 rot/min**
greutate: **70 kg**

2 KVD 8 SVL motor cu doi cilindri, în patru timpi, răcire cu aer
putere de durată: **6,4/13 CP**
turația: **1 500/3 000 rot/min**
greutate: **125 kg**

4 KVD 8 SVL motor cu patru cilindri, în patru timpi, răcire cu aer
putere de durată: **12,8/26 CP**
turația: **1 500/3 000 rot/min**
greutate: **200 kg**

Producător: **VEB MOTORENWERK CUNEWALDE**
8704 Cunewalde

TÎRGUL DIN LEIPZIG: TÎRGUL DE PRODUSE TEHNICE, HALA IVA

Exportator: **Technocommerz GmbH,**
108 Berlin, Mittelstr. 25, Republica Democrată Germană

Informații se pot obține prin Ambasada R.D.G. din R. S. România
SECȚIA COMERCIALĂ, BUCUREȘTI, CALEA DOROBANȚILOR 14

Publicom

În atenția cititorilor

REÎNNOIȚI-VĂ ABONAMENTELE

LA

„Revista construcţiilor şi a materialelor de construcţii“

ORGAN AL COMITETULUI DE STAT PENTRU CONSTRUCȚII, ARHITECTURĂ ȘI SISTEMATIZARE

Pentru a vă asigura în cursul anului 1969 toate numerele revistei noastre, abonaţi-vă din timp, tirajul fiind limitat.

Prețul unui abonament anual individual este de 60 lei, iar al unui abonament de instituție de 170 lei.

Abonamentele se fac numai la administrația revistei, București, str. Episcopiei 9, Sector 1, sau prin mandat poștal adresat Administrației, Căsuța poștală 2951, Oficiul poștal 22, cont virament BNRSR-DECBS 64.03.01.39.

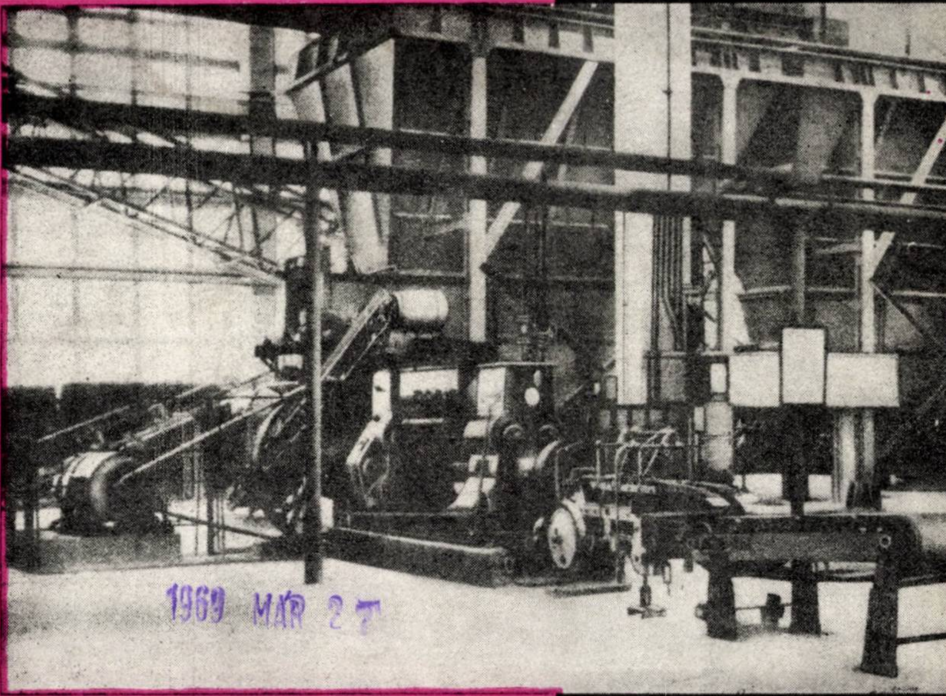
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

BUCHAREST
INDUSTRIALEXPORT
ROMANIA

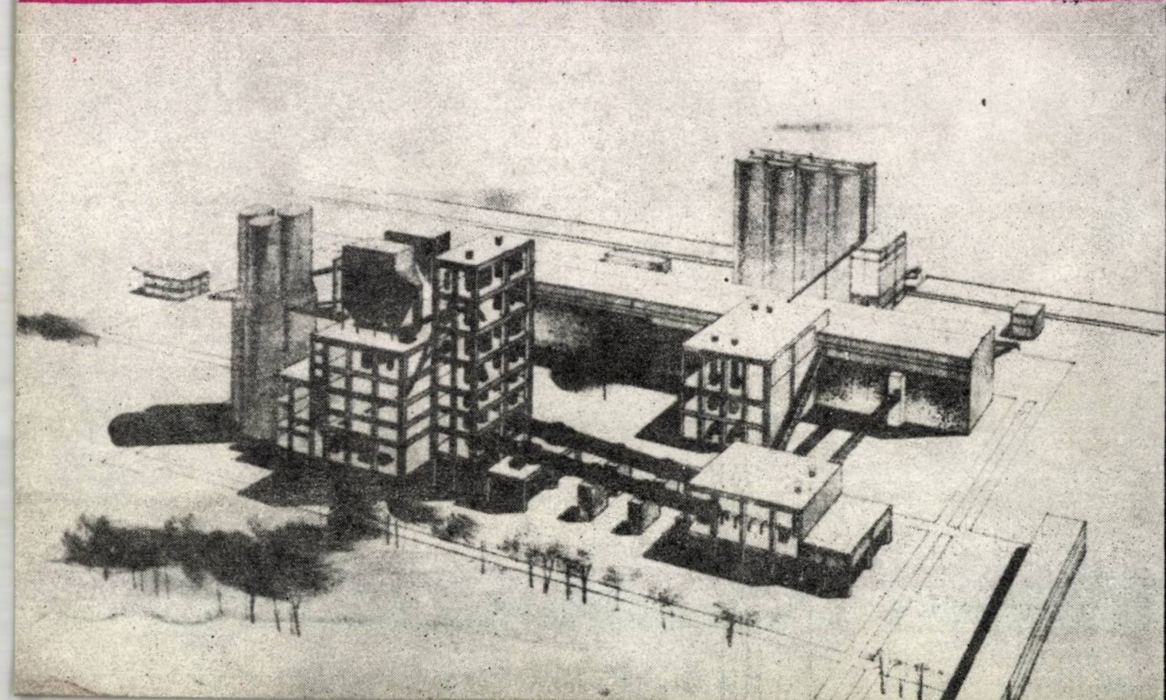
SOCIÉTÉ D'ÉTAT POUR LE COMMERCE EXTÉRIEUR

éxécute

- outillages, équipements, projets et assistance technique pour fabriques de ciment utilisant le procédé humide ou sec, fabriques de briques et de tuiles, fabriques de pièces préfabriquées en béton (grands panneaux pour immeubles d'habitations, éléments industriels, poteaux éléctriques, gouttières pour irrigations, tuyaux à pression, etc.), fabriques d'argile expandée.
- installations de coffrages glissants pour diverses constructions (fourneaux industriels à section variable, silos à cellules de formes et dimensions diverses, constructions d'habitations).



1969 MAR 27

Pour informations et offres s'adresser à
I.S.C.E. INDUSTRIALEXPORT**, 2, rue Gabriel Péri, Bucarest **ROUMANIE
*Téléphone: 116 ★ Telex: 214 ★ Télégrammes: **INDEXPORT***